



Universidad  
Carlos III de Madrid

Departamento de Mecánica de Medios Continuos y Teoría  
de Estructuras

TRABAJO FIN DE GRADO

# ANÁLISIS NUMÉRICO DE IMPACTO MEDIANTE TÉCNICAS DE CONVERSIÓN SPH

Autor: Daniel Montalvo González

Tutores: Jesús Pernas

Álvaro Vaz-Romero Santero

Leganés, Junio 2015

*Página en blanco intencionadamente*

# Índice general

<b>Lista de figuras .....</b>	<b>III</b>
<b>Lista de tablas .....</b>	<b>VI</b>
<b>1. Introducción.....</b>	<b>1</b>
1.1    Motivación .....	1
1.2    Objetivos .....	2
1.3    Estructura del documento.....	2
1.4    Antecedentes .....	3
<b>2. Propiedades mecánicas de las aleaciones de aluminio.....</b>	<b>10</b>
2.1    Características generales del aluminio y sus aleaciones.....	11
2.2    Aleación de aluminio AA2024-T351 .....	15
2.3    Aleación de aluminio AA5754-H111 .....	15
2.4    Aleación de aluminio AA6082-T6 .....	16
<b>3. Ensayos experimentales .....</b>	<b>17</b>
3.1    Ensayos de impacto con proyectil de cabeza cónica .....	19
3.2    Ensayos de impacto con proyectil de cabeza hemisférica .....	22
3.3    Ensayos de impacto con proyectil de cabeza plana .....	26
<b>4. Desarrollo del modelo numérico.....</b>	<b>30</b>
4.1    Introducción .....	31
4.1.1    Características comunes en los modelos numéricos .....	32
4.2    Modelo elementos finitos (FEM).....	36
4.3    Smoothed Particle Hydrodynamics .....	38
4.3.1    Descripción del método .....	38
4.3.1.1    Kernel Approximation .....	39
4.3.1.2    SPH Particle Approximation .....	40
4.3.1.3    Expresiones de las ecuaciones de conservación para el método SPH .....	42
4.3.1.4    Problemas asociados al método .....	42

4.3.2	Método SPH en ABAQUS.....	45
4.3.2.1	Cálculo del volumen de una partícula .....	47
4.3.2.2	Cálculo de la Smoothing Length .....	48
4.3.2.3	Dominio del SPH.....	49
4.4	Modelo de conversión de elementos finitos (FEM) a partículas SPH .....	50
4.5	Modelo SPH.....	51
<b>5.</b>	<b>Análisis de resultados.....</b>	<b>54</b>
5.1	Modelo elementos finitos (FEM).....	55
5.2	Modelo de conversión de elementos finitos (FEM) a partículas SPH .....	56
5.3	Modelo SPH.....	57
5.3.1	Análisis de velocidades.....	57
5.3.1.1	Modificación de los parámetros de cálculo de la Smoothing Length .....	61
5.3.2	Modos de fallo en la placa .....	62
5.3.2.1	Proyectil de cabeza cónica .....	62
5.3.2.2	Proyectil de cabeza plana.....	66
5.3.3	Balance energético.....	68
<b>6.</b>	<b>Presupuesto.....</b>	<b>73</b>
<b>7.</b>	<b>Conclusiones.....</b>	<b>74</b>
<b>8.</b>	<b>Trabajos futuros.....</b>	<b>76</b>
<b>9.</b>	<b>Bibliografía .....</b>	<b>77</b>

# Lista de figuras

Figura 1.1: Evolución de la tensión de fluencia en función de la velocidad de deformación a temperatura ambiente para diferentes deformaciones plásticas [16] .....	7
Figura 1.2: Curva tensión verdadera – deformación plástica para velocidades de deformación diferentes [7].....	8
Figura 1.3: Energía absorbida por la placa para proyectil cónico (a)) y plano (b)) en función de la velocidad de impacto [30].....	8
Figura 3.1: Geometría y dimensiones (en mm) de los diversos proyectiles utilizados en ensayos experimentales [39] .....	18
Figura 3.2: Velocidad residual ( $V_r$ ) frente a velocidad de impacto ( $V_0$ ) para las tres aleaciones en estudio y proyectil de cabeza cónica. Extraída de [15] .....	19
Figura 3.3: Placa AA2024-T351 perforada por proyectil cónico. (a) $V_0 = 174,80$ m/s; (b) $V_0 = 154,32$ m/s [15] .....	20
Figura 3.4: Placa AA5754-H111 perforada por proyectil cónico. (a) $V_0 = 148,81$ m/s; (b) $V_0 = 179,86$ m/s [15] .....	21
Figura 3.5: Comparación de la flexión y estricción sufrida por la placa para las aleaciones a) 5754-H111 y b) 6082-T6, con proyectil de cabeza cónica y velocidades de impacto similares. [15].....	21
Figura 3.6: Placa AA6082-T6 perforada por proyectil cónico. (a) $V_0 = 143,68$ m/s; (b) $V_0 = 150,60$ m/s [15] .....	22
Figura 3.7: Velocidad residual ( $V_r$ ) frente a velocidad de impacto ( $V_0$ ) para las tres aleaciones en estudio y proyectil de cabeza hemisférica. Extraída de [15].....	22
Figura 3.8: Placa perforada por proyectil hemisférico. (a) AA5754-H111 $V_0 = 166,67$ m/s; (b) AA6082-T6 $V_0 = 179,86$ m/s; (c) AA2024-T351 $V_0 = 171,23$ m/s [15].....	24
Figura 3.9: Comparación de la flexión y estricción sufrida por la placa para las aleaciones a) 5754-H111, b) 6082-T6 y c) 2024-T351, con proyectil de cabeza hemisférica y velocidades de impacto similares. [15].....	25
Figura 3.10: Velocidad residual ( $V_r$ ) frente a velocidad de impacto ( $V_0$ ) para las tres aleaciones en estudio y proyectil de cabeza plana. Extraída de [15] .....	26
Figura 3.11: Placa perforada por proyectil plano. (a) AA5754-H111 $V_0 = 136,60$ m/s; (b) AA6082-T6 $V_0 = 160,26$ m/s; (c) AA2024-T351 $V_0 = 167,79$ m/s [15].....	27
Figura 3.12: Comparación de la flexión y estricción sufrida por la placa para las aleaciones a) 5754-H111, b) 6082-T6 y c) 2024-T351, con proyectil de cabeza plana y velocidades de impacto similares. [15].....	28
Figura 3.13: Comparación energía absorbida por la placa para proyectil cónico, hemisférico y plano. (a) AA6082-T6; (b) AA5754-H111 [39] .....	29
Figura 4.1: Representación en 3-D de las diferentes zonas de mallado .....	34
Figura 4.2: Mallado de la placa para el modelo de elementos continuos lagrangianos.....	36

Figura 4.3: Representación del dominio del problema, $P$ ; y del dominio de integración $\Phi$ en SPH [56] .....	41
Figura 4.4: Representación del dominio $\Phi$ , de radio $\zeta h$ , centrado en la partícula $i$ (partícula en rosa) y que contiene el conjunto de partículas vecinas $j_n$ (partículas en azul) [56] .....	41
Figura 4.5: Representación de la inestabilidad a tracción en un ensayo de impacto de un bloque en 2D. La inestabilidad a tracción se manifiesta como una acumulación de partículas en la última imagen [56] .....	43
Figura 4.6: Representación de la fractura numérica en SPH. En la imagen a) las partículas rosas son partículas vecinas a la central, mientras que, en b), debido a una deformación anisótropa, las partículas con flechas han dejado de influir sobre la partícula central [56].....	44
Figura 4.7: Geometría de la placa para el modelo SPH.....	51
Figura 4.8: Detalle del mallado del modelo SPH con elementos finitos continuos [a]) y partículas SPH [b]) .....	53
Figura 5.1: $V_r - V_0$ para el modelo FEM, proyectil cónico y AA6082-T6 .....	55
Figura 5.2: Modo de fallo para modelo FEM, proyectil cónico y AA6082-T6. A) $V_0 = 150$ m/s y b) $V_0 = 170$ m/s .....	56
Figura 5.3: Esquema de simulaciones llevadas a cabo en los modelos A y B .....	57
Figura 5.4: Comparación curvas $V_r - V_0$ experimental y numérico (modelos A y B) para proyectil de cabeza cónica y material AA6082-T6 .....	58
Figura 5.5: Comparación curvas $V_r - V_0$ experimental y numérico (modelos A y B) para proyectil de cabeza cónica y material AA5754-H111.....	58
Figura 5.6: Comparación curvas $V_r - V_0$ experimental y numérico (modelos A y B) para proyectil de cabeza plana y material AA6082-T6.....	59
Figura 5.7: Comparación curvas $V_r - V_0$ experimental y numérico (modelos A y B) para proyectil de cabeza plana y material AA5754-H111 .....	59
Figura 5.8: Comparación curvas $V_r - V_0$ experimental y modelo numérico A para proyectil de cabeza cónica y material AA2024-T351 .....	60
Figura 5.9: Comparación curvas $V_r - V_0$ experimental y modelo numérico A para proyectil de cabeza plana y material AA2024-T351.....	61
Figura 5.10: Representación modo de fallo placa para proyectil cónico y aleación 6082-T6. (A) Experimental: a) $V_0 = 143,68$ m/s y b) $V_0 = 150,60$ m/s [15]; (B) Simulación: a) $V_0 = 160$ m/s y b) $V_0 = 180$ m/s .....	62
Figura 5.11: Representación modo de fallo placa para proyectil cónico y aleación 5754-H111. (A) Experimental: a) $V_0 = 148,81$ m/s y b) $V_0 = 179,86$ m/s [15]; (B) Simulación: a) $V_0 = 155$ m/s y b) $V_0 = 180$ m/s .....	63
Figura 5.12: Comparación de la flexión sufrida por la placa para las aleaciones a) 6082-T6 y b) 5754-H111, con proyectil de cabeza cónica y velocidades de impacto de 160 m/s.....	64
Figura 5.13: Representación modo de fallo placa para proyectil cónico y aleación 2024-T351. (A) Experimental: a) $V_0 = 174,80$ y b) $V_0 = 154,32$ m/s [15]; (B) Simulación: a) $V_0 = 200$ m/s .....	65

Figura 5.14: Representación modo de fallo placa para proyectil plano. (A) Experimental: a) AA5754-H111 $V_0 = 136,60$ ; b) AA6082-T6 $V_0 = 160,26\text{m/s}$ y c) AA2024-T351 $V_0 = 167,79\text{ m/s}$ [15]; (B) Simulación: a) AA5754-H111 $V_0 = 140\text{ m/s}$ ; b) AA6082-T6 $V_0 = 165\text{ m/s}$ y c) AA2024-T351 $V_0 = 165\text{ m/s}$ .....	67
Figura 5.15: Energía absorbida por la placa, $E_A$ , frente a velocidad de impacto, $V_0$ , para proyectiles de cabeza cónica y plana. (a) AA6082-T6 y (b) AA5754-H111.....	68
Figura 5.16: Balance de energía zona NOSP y zona SPH para proyectil de cabeza cónica. (a) AA6082-T6, (b) AA5754-H111 y (c) AA2024-T351.....	70
Figura 5.17: Balance de energía zona NOSP y zona SPH para proyectil de cabeza plana. (a) AA6082-T6, (b) AA5754-H111 y (c) AA2024-T351.....	72

# Lista de tablas

Tabla 2.1: Aleaciones de aluminio en función del elemento aleante predominante [35].....	13
Tabla 2.2: Composición química AA2024-T351 (% en peso) [8] .....	15
Tabla 2.3: Composición química AA5754-H111 (% en peso) [38].....	15
Tabla 2.4: Composición química AA6082-T6 (% en peso) [31] .....	16
Tabla 3.1: Valores de parámetro de ajuste K y límite balístico para cada aleación. Proyectoil cabeza cónica [15] .....	19
Tabla 3.2: Valores de parámetro de ajuste K y límite balístico para cada aleación. Proyectoil cabeza hemisférica [15] .....	23
Tabla 3.3: Valores de parámetro de ajuste K y límite balístico para cada aleación. Proyectoil cabeza plana [15] .....	26
Tabla 4.1: Valores de las constantes del modelo de Johnson-Cook para las aleaciones de aluminio en estudio [15] .....	33
Tabla 4.2: Modelos desarrollados en función del número de partículas en cada eje de coordenadas.....	53
Tabla 5.1: Valor de deformación de fallo para modelo FEM, proyectil cónico y AA6082-T6 .....	55
Tabla 6.1: Presupuesto del proyecto .....	73



*Página en blanco intencionadamente*

## Resumen

En la actualidad, muchos son los campos que utilizan las simulaciones numéricas para la creación de un modelo que estime el comportamiento o respuesta frente a cargas extremas externas. Específicamente, en ingeniería, han sido estudiados y utilizados, durante mucho tiempo, los elementos finitos continuos como medio para discretizar el modelo en cuestión y poder realizar la simulación. Lo que interesa en el campo de la investigación es, una vez ya se tiene controlado un método, explorar si otros métodos son capaces de adaptarse. Ese es el principal motivo por el que se ha desarrollado este proyecto, intentar desarrollar un modelo numérico utilizando el método "*Smoothed Particle Hydrodynamics*" para realizar simulaciones de impacto sobre placas de aluminio.

Para el estudio, se han escogido tres aleaciones de aluminio como son: 2024-T351, 5754-H111 y 6082-T6, cuyas propiedades van a generar resultados diferentes, por ejemplo, en la velocidad del proyectil después del impacto. Por otro lado, como proyectiles, se ha optado por variar la geometría de la cabeza para analizar la diferencia en modo de fallo que produce cada uno en la placa.

Como base de comparación para comprobar si el modelo desarrollado se ajusta a lo esperado, se ha utilizado un conjunto de ensayos experimentales sobre placas construidas a partir de los aluminios mencionados y con proyectiles con una geometría igual a los escogidos para las simulaciones.

## Abstract

Nowadays, there are many fields that use numerical simulations to create a model to estimate the behaviour or response to extreme external loads. Specially, in engineering, have been studied and used, for a long time, the continuous finite elements as a means to discretize the model and to perform the simulation. What is of interest in the field of investigation is, once you have controlled a method, explore if other methods are able to adapt to the problem. This is the main reason of this project, develop a numerical method using the method "*Smoothing Particle Hydrodynamics*" to perform impact simulations on aluminum plates.

For this study three aluminum alloys have been chosen, they are: 2024-T351, 5754-H111 y 6082-T6, whose properties are going to produce different results, for example, the projectile's speed after impact. On the other hand, like bullets, different head's geometry have been chosen to analyze the difference in failure mode of the plate.

As a base of comparison to check if the developed model fits to expectations, a set of experimental tests constructed with mentioned aluminums and the same projectile geometry have been used.

*Página en blanco intencionadamente*

# 1. Introducción

## 1.1 Motivación

En la actualidad, el diseño de protecciones balísticas se ha convertido en un punto clave en el estudio y desarrollo de componentes en diversos campos. Ya no solo se considera fundamental en sectores relacionados con la seguridad y defensa militar, sino que también se emplea en otros sectores como puede ser el automovilístico, donde el concepto de absorción de energía, como el *crashworthiness*, cada día está más presente en el desarrollo de nuevos vehículos.

Uno de los retos actuales en la industria es el desarrollo de elementos estructurales que sean capaces de soportar impactos sin que se vea afectada, o que lo haga en la menor medida posible, su capacidad estructural. Es por este motivo por el que cada vez existen más estudios analizando la capacidad de absorción de energía durante un proceso de carga dinámica, como puede ser un impacto. [1] [2] [3]

Para ello, aparte de la importancia del diseño, un punto fundamental es la elección del material, ya que, no todos muestran la misma respuesta frente a cargas dinámicas.

En sectores como el automovilístico, naval y aeroespacial uno de los objetivos es hacer vehículos más ligeros, con el objeto de minimizar el consumo de combustible, y, por tanto, las emisiones de sustancias contaminantes. En este contexto, se ha ido buscando una transición en la elección de materiales, pasando de materiales de base ferrítica a aleaciones que tengan una buena relación dureza/peso (aleaciones de aluminio, titanio, etc.) [4] [5] [6] [7] [8]. El sector automovilístico, por ejemplo, ha sufrido una gran cambio en la elección de materiales, pudiendo observar como en los últimos 25 años, aproximadamente, el uso de aluminio ha crecido alrededor de un 80%.

En este contexto, el objetivo fundamental de este documento es analizar la capacidad de absorción de energía de varias aleaciones de aluminio cuando se someten a un impacto en condiciones dinámicas. Existe multitud de literatura referente a este tema, donde lo que se analiza es cómo influyen ciertas características (material del proyectil, material a impactar, geometría de cabeza del proyectil, etc.) en los parámetros de impacto (velocidad residual, límite balístico, modo de fallo, etc). [9] [10] [11] [12] [13] [14]

Como es bien sabido, los ensayos experimentales proporcionan datos valiosos para entender cómo se comportan a compresión, y frente a un ensayo de impacto, los materiales, pero es necesario el desarrollo de un modelo numérico que se adecue a los ensayos experimentales y que permita obtener datos que no se pueden conseguir de manera empírica. Por tanto, para conseguir el objetivo, aparte de los ensayos de caracterización a compresión y ensayos de impacto, que se mostrarán más adelante en el documento, ha de desarrollarse un modelo numérico que permita, en términos de absorción de energía, determinar la acción conjunta de varios parámetros que influyan en el proceso de impacto.

Para ello, se va a continuar con la línea creada por Vaz-Romero [15], quien, en su trabajo analiza posibles modelos numéricos que se adecuen a los ensayos experimentales, mostrando un método novedoso, como es el método de “Hidrodinámica de Partículas Suavizadas” (*Smoothed Particle Hydrodynamics* o SPH, como se denominará a partir de ahora en este documento).

El empleo de la formulación SPH, hasta ahora, se ha centrado en análisis relacionados con fluidos, pero su mejor adaptación ante problemas que sufren grandes deformaciones hace que sea un modelo a estudiar en ensayos de impacto.

La finalidad es ver si esta novedosa formulación es capaz de reproducir de manera fiable el comportamiento frente a impacto de las aleaciones de aluminio estudiadas, con la ventaja añadida de evitar en lo posible los problemas derivados de la eliminación de elementos en el fallo.

## 1.2 Objetivos

- Desarrollar un modelo numérico utilizando el método de “Hidrodinámica de partículas Suavizadas” (*Smoothed Particle Hydrodynamics*, termino en inglés) o SPH que reproduzca, de la forma más aproximada posible, un ensayo de perforación con placas de aluminio.
- Comprobar, una vez desarrollado el modelo, que es adecuado para reproducir los ensayos de impacto para las aleaciones de aluminio 2024-T351, 5754-H111 y 6082-T6 y para proyectiles de cabeza cónica, hemisférica y plana.
- Comprobar que el modelo es capaz de revelar información sobre variables que no se pueden obtener de manera experimental.

## 1.3 Estructura del documento

Antes de empezar a desarrollar de manera más detallada los aspectos que conciernen a este proyecto, se ha creído conveniente mostrar, de una manera resumida, la estructura que va a tener este documento. Por lo tanto, este trabajo consta de:

- **Antecedentes:** Se muestran factores que pueden influir en un proceso de perforación.
- **Materiales:** En este capítulo, se muestran las características fundamentales del aluminio, proporcionando con más detalle las características particulares de las aleaciones seleccionadas en el presente documento.
- **Ensayos de impacto:** En este apartado, se muestra el procedimiento experimental seguido para realizar ensayos de perforación y obtener los resultados que servirán de base de comparación cuando se desarrolle el modelo numérico.
- **Modelos numéricos:** Es aquí donde se centra el foco de atención de este proyecto, desarrollando tres modelos numéricos: lagrangiano (FEM), conversión de FEM a partículas SPH en la zona de impacto y, el más importante en cuanto a este trabajo se refiere, partículas SPH en la zona donde tiene más influencia el proceso de perforación.
- **Análisis de resultados:** Se muestran y comparan los principales resultados obtenidos de los ensayos experimentales y simulaciones, analizando si el modelo desarrollado es válido.

- **Análisis económico**
- **Conclusiones**
- **Trabajos futuros**

## 1.4 Antecedentes

Cuando se realiza un ensayo de perforación, uno de los aspectos más importantes, y que por tanto se debe tener en consideración, es la velocidad máxima de impacto por debajo de la cual no se producirá perforación en el elemento a diseñar, en este caso, una placa de aluminio.

Este concepto es conocido como límite balístico. Algunas publicaciones lo definen como la velocidad máxima del proyectil que no genera grietas en el elemento protector [16], o bien como la mínima velocidad de impacto que produce la perforación completa [17] [18]. Sin embargo, en el presente trabajo, se va a definir este concepto como la media entre dos velocidades: la máxima velocidad que no produce perforación y la mínima que provoca una perforación completa del objetivo. [19] [20] [21]

Otro aspecto a tener en cuenta en el diseño de protecciones balísticas, es la capacidad de absorción de energía que va a tener el elemento protector.

Hay una serie de parámetros que influyen de manera notoria en el diseño de una protección balística sometida a un ensayo de impacto, como por ejemplo: propiedades del proyectil (geometría, masa, etc.), velocidad de impacto, propiedades elemento protector (espesor, tamaño, dureza, etc.), sujeción del mismo durante la perforación, etc.

Alguno de estos aspectos se muestran más detalladamente a continuación:

- **Geometría del proyectil** – Cuando se habla de geometría del proyectil, se tiene que hacer especial hincapié en la forma que va a tener la cabeza de dicho objeto, ya que es uno de los parámetros que más va a influir a la hora de determinar el modo de fallo, energía crítica, límite balístico, etc.

Ensayos de impacto realizados por Liu *et al.* [18], sobre placas delgadas de metales dúctiles, impactadas por proyectiles de cabeza plana, revelan diferentes mecanismos durante el proceso de perforación de la placa por el proyectil. Por un lado podemos distinguir el fenómeno conocido como *dishing* (deflexión de la placa en los alrededores del punto de impacto), independiente de cual sea el modo de fallo. Por otra parte, los modos de fallo que se pueden encontrar para este tipo de proyectiles son: *plug* (la placa falla por cortadura y se genera un tapón, o *plug*, de material) o *discing* (fallo por tensión de material). El modo de fallo predominante dependerá de la extensión de la deformación estructural, una deformación elevada producirá *discing*, mientras que, una deformación pequeña hará que se forme un tapón o *plug*. Posteriormente, investigaciones llevadas a cabo por Borvik *et al.* [19] y otros investigadores [17] [22] mostraron que, el modo de fallo que aparecerá con más frecuencia, será por cortadura, generando un tapón o *plug*, de aproximadamente el mismo diámetro que el proyectil, que se desprende por completo una vez este ha atravesado la placa.

Para proyectiles de cabeza cónica, el modo de fallo será diferente, en este caso se generaran pétalos (*petalling*) cuando el espesor de la placa sea relativamente bajo. Estudios llevados a cabo por Rodríguez-Martínez *et al.* [23], donde utilizan placas del material AISI 304 con espesores de 0,5 mm y 1 mm, confirman este hecho, variando el número de pétalos formados entre 3 y 5. Por otro lado, cuando se aumenta el espesor de la placa aparece el fenómeno conocido como *ductile hole*.

Por último, para proyectiles de cabeza hemisférica, se produce fallo por tensión de material, o *tensile stretching*, provocando una reducción del espesor de la placa antes de producirse el fallo de la misma. Cabe la posibilidad, que usando este tipo de proyectiles, también se desprenda un tapón o *plug* de material, como ocurría con proyectiles de cabeza plana.

Ensayos de impacto sobre placas de aluminio superpuestas, llevados a cabo por Gupta *et al.* , continúan con esta línea, llegando a la conclusión que, el número de pétalos que se forman cuando se utilizan proyectiles de cabeza cónica, varía entre 4 y 6, dependiendo del espesor de placa utilizado. Mientras que, para proyectiles de cabeza hemisférica, aparte de la reducción del espesor y la expulsión de un tapón de material de diámetro más pequeño que el diámetro del proyectil, se forman pétalos, cuyo valor varía entre 5 y 6, dependiendo del espesor. [10]

Si se fija la atención en la influencia que va a tener en el límite balístico, cuando se tienen placas con espesores relativamente altos, proyectiles de cabeza cónica y hemisférica van a tener valores semejantes, sin embargo, si se utilizan proyectiles de cabeza plana dicho valor disminuye, debido a la diferencia en el modo de fallo entre un tipo de proyectil y otro. [19] Si se reduce el espesor, la tendencia va a ser la contraria. Investigaciones llevadas a cabo por Gupta *et al.* [11] , para espesores entre 0 y 1,5 mm, proyectiles de cabeza cónica son los más eficientes a la hora de perforar un objetivo.

La energía crítica de impacto, energía a partir de la cual se produce la perforación de la placa, depende del radio que tenga la cabeza del proyectil. Esta energía alcanza un valor máximo cuando se produce un cambio en el modo de fallo pasando de fallo por cortadura, o *shear plugging*, a fallo por tensión del material, o *tensile stretching*. [24]

Proyectiles con cabeza cónica van a producir considerables deformaciones plásticas fuera de la zona de fallo, al contrario que sucede con proyectiles de cabeza plana. Los proyectiles con cabeza hemisférica van a tener un comportamiento intermedio. [19] Estas afirmaciones son verdaderas para ensayos en los que el espesor de la placa es considerable, si por el contrario, se reduce este parámetro, va a ser el proyectil de cabeza hemisférica el que va a producir una mayor deformación, y por tanto, se va a necesitar una mayor energía para que se produzca el fenómeno de perforación. En los casos de proyectiles de cabeza cónica y plana, este valor es comparable, siendo siempre menor. [11]



- Velocidad de impacto del proyectil – La deformación permanente que se va a producir en la placa, debido al impacto, irá aumentando si la velocidad del proyectil va tomando valores cada vez mayores, alcanzando un máximo cerca del límite balístico. A partir de este punto, va a disminuir si se continúa incrementando la velocidad de lanzamiento del proyectil hasta que se estabiliza a una velocidad muy superior al límite balístico. Con una velocidad de impacto baja, se va a producir una gran flexión de la placa, este fenómeno se irá reduciendo según la velocidad de impacto vaya tomando valores mayores.

La velocidad de impacto también va a tener influencia en el espesor del tapón o plug que se genera cuando se tiene un ensayo con proyectil de cabeza plana. Dicho espesor se va a ver reducido según se produzca un incremento de la velocidad. [11] [12] [21]

- Espesor de la placa – Según se aumenta el espesor de la placa, la resistencia que va a ofrecer esta a la penetración, va a aumentar. Hay que tener cuidado con los espesores que se eligen, ya que, por ejemplo, en ensayos realizados por Borvik *et al.* para espesores entre 25 y 30 mm los proyectiles no conseguían penetrar la placa produciéndose una rotura en los mismos. [21]

La deformación global que va a sufrir la placa, como consecuencia del impacto y la posible penetración, va a crecer según el espesor de la misma vaya aumentando. En el caso de impacto con proyectil de cabeza plana, para placas delgadas, se producen abultamientos localizados así como una deformación estructural global, dicha deformación absorbe una cantidad considerable de la energía cinética que tiene el proyectil. Por el contrario, en placas gruesas, la deformación global es difícil de medir y la energía cinética es absorbida en las zonas de cortadura que se localizan en los alrededores del proyectil.

Corran *et al.* (1983) mostraron que para placas de acero dulce (aceros con bajo nivel de carbono), acero inoxidable y aleaciones de aluminio, impactadas con este tipo de proyectiles, fallaban por cortadura (generándose el correspondiente tapón de material) para relaciones espesor de la placa/radio del proyectil en el rango de valores entre 0,168 y 1. En contraste, Lethaby and Skidmore llegaron a la conclusión que para aceros dulces el modo de fallo provocado era por tensión del material (*discing*) si la relación espesor de placa/radio del proyectil se situaba entre 0,168 y 0,34. Liu *et al* demostraron que un incremento en la relación espesor de la placa/radio del proyectil provocaba un incremento en la probabilidad que la placa fallase por cortadura.

La caída de velocidad (diferencia entre velocidad residual y velocidad de impacto) que se produce en el proyectil va a ser mayor según se vaya produciendo un incremento de espesor en el objetivo. [11] [18] [21]

- Propiedades proyectil-blanco – En un ensayo de perforación, otras características que se deben tener en cuenta a la hora de analizar los resultados son, tanto las propiedades del proyectil como, en este caso, la placa donde se va a producir el impacto.

Centrando la atención primero en el proyectil, si se produce un aumento en la dureza del mismo, la energía crítica necesaria para perforar el objetivo va a disminuir. En el caso de proyectiles cónicos de gran longitud, es decir, para valores del ratio  $L/D$  elevados (siendo  $L$  la longitud del proyectil y  $D$  el diámetro del mismo) y velocidades inferiores a los 1000 m/s, se produce una disminución del límite balístico si se aumenta la dureza relativa entre proyectil y placa. Si se tienen velocidades superiores a los 1000 m/s, este fenómeno tiene un papel secundario ya que entran en juego efectos inerciales.

Siguiendo esta línea, pero ahora analizando la placa, si se produce un aumento de dureza, la energía crítica de perforación va a aumentar en el caso de proyectiles de cabeza cónica y hemisférica. Proyectiles de cabeza plana van a tener una tendencia contraria, es decir, un aumento de dureza producirá que se reduzca la energía crítica, provocado por el inicio del *shear banding* en régimen adiabático. [15]

Como se ha expuesto anteriormente, este proyecto se basa en el estudio de tres aleaciones de aluminio: 2024-T351, 5754-H111 y 6082-T6. A continuación, se muestra el papel que juega la elección del material en el ensayo de perforación, dando unos pequeños detalles de cada una de ellas, ya que en capítulos posteriores se profundizará más en las propiedades características de este tipo de aleaciones.

Existe una amplia bibliografía referente a la aleación 2024-T351, ya que se trata de un material usado de manera habitual en la industria aeronáutica, para la construcción de elementos mecánicos con una responsabilidad estructural elevada, y militar (partes de misiles, munición, etc.). Se caracteriza por tener una buena maquinabilidad, una buena resistencia mecánica, alta tensión de fluencia y capacidad para absorber energía en procesos de carga.

Han sido varios los autores que han realizado ensayos para investigar la influencia que tiene la velocidad de deformación en su comportamiento. Li *et al.* realizaron ensayos con tres velocidades de deformación diferentes ( $10^{-3}$ , 10 y  $3,5 \times 10^3 \text{ s}^{-1}$ ), mientras que, Hodowany *et al.* utilizaron un rango entre  $10^{-3}$  y  $10^4 \text{ s}^{-1}$ , llegando a la misma conclusión, dicho material tiene una sensibilidad pequeña a este parámetro, como se puede ver en la **Figura 1.1**. Cabe puntualizar que el efecto de la velocidad de deformación tiene mayor influencia en la respuesta tensión-deformación cuando se trabaja a temperaturas elevadas. [16] [25] [26]

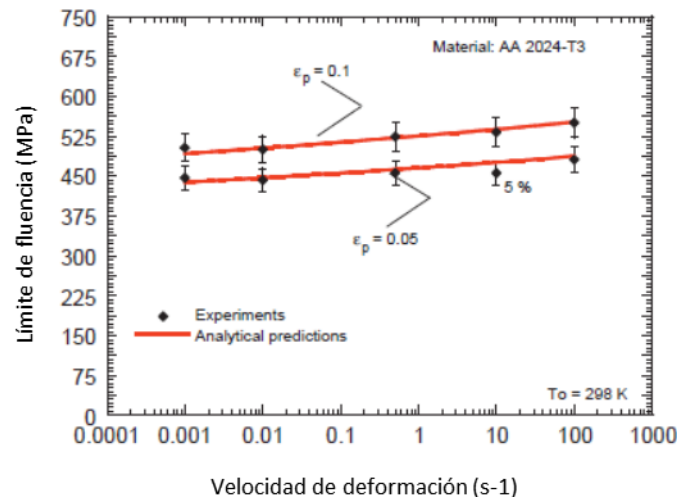


Figura 1.1: Evolución de la tensión de fluencia en función de la velocidad de deformación a temperatura ambiente para diferentes deformaciones plásticas [16]

El comportamiento que exhibe esta aleación cuando se la somete a un ensayo de perforación, utilizando placas de espesor delgado y proyectiles de cabeza cónica, es el que se ha descrito anteriormente. Inicialmente se va a producir una fase de *dishing*, produciendo una deformación elástica y plástica de la placa, para después, focalizarse la deformación en el contacto proyectil-placa, lo que conduce a la aparición de grietas. Tras esto, la deformación va a tener carácter circunferencial debido al paso del proyectil, produciéndose una propagación radial de las grietas. El estado final, va a ser la aparición de pétalos, cuyo número va a variar entre 4 y 6. Dicho valor, se va a ver incrementado cuando se produzca un ensayo de perforación con velocidades de impacto elevadas. [16]

Woodward *et al.* [20] demostraron que el valor del límite balístico no se va a ver influenciado, comparado con placas homogéneas, en el caso de que se utilice placas laminadas, es decir, superposición de placas de mismo espesor.

La cantidad de energía cinética acumulada en el proyectil, y que se convierte en trabajo plástico en el impacto, depende de la temperatura. La aleación 2024-T3 absorbe un 20% más de energía específica (energía absorbida por el material por unidad de masa) cuando se produce una reducción de temperatura, tomando como referencia una temperatura de 288K (temperatura ambiente). [16]

Aunque la literatura referente a la aleación de aluminio 5754-H111 es inferior a la de las otras aleaciones estudiadas, han sido varios los autores que han analizado la sensibilidad a la velocidad de deformación que tiene dicha serie, es decir, la serie AA5xxx. Dicho material muestra una sensibilidad negativa a la velocidad de deformación (ver **Figura 1.2**), provocado por un fenómeno conocido como envejecimiento por deformación. Este tipo de comportamiento conlleva una disminución en la tensión de fluencia cuando se produce un incremento en la velocidad de deformación. Se trata de un fenómeno no deseable, ya que acelera la fractura una vez esta se ha iniciado. [7]

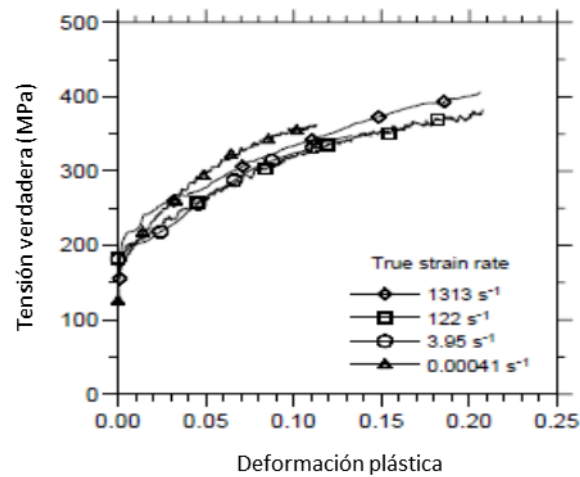


Figura 1.2: Curva tensión verdadera – deformación plástica para velocidades de deformación diferentes [7]

Otros autores, como por ejemplo, Smerd *et al.*, centraron su estudio en el análisis de otras propiedades, como puede ser ductilidad, en función de la velocidad de deformación a la que estaba sometido el material, llegando a la conclusión que la ductilidad aumentaba según se producía un aumento en la velocidad de deformación. [2]

El comportamiento de esta aleación frente a ensayos de impacto no ha sido muy estudiado hasta el momento, sin embargo, sí que se han llevado a cabo varios ensayos en los que se utiliza una aleación de la misma serie como es la AA5083 [27] [28]. Mars *et al.* basaron sus investigaciones en la aleación AA5754-O, sometiéndole a ensayos de impacto con proyectil hemisférico a bajas velocidades, analizando las fuerzas de impacto [29]. Rodríguez-Millán *et al.* [30] realizaron un estudio más específico para este material, realizando ensayos de impacto con proyectiles de cabeza cónica y plana sobre placas de AA5754-H111, llegando a la conclusión que para proyectiles de cabeza cónica la absorción de energía se mantiene constante para velocidades de impacto diferentes, sin embargo, se produce una disminución de energía absorbida para el caso de cabeza plana (teniendo ambos proyectiles la misma masa) (ver **Figura 1.3**) [30].

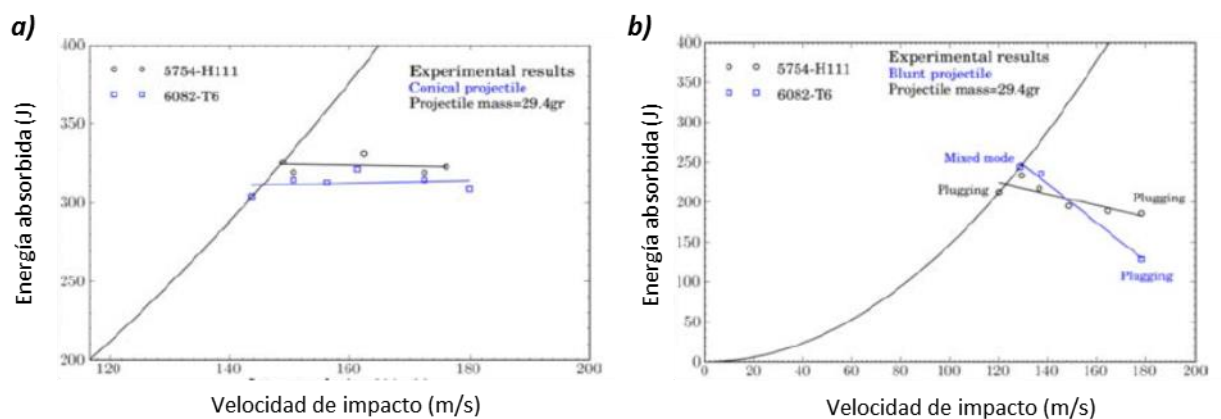


Figura 1.3: Energía absorbida por la placa para proyectil cónico (a)) y plano (b)) en función de la velocidad de impacto [30]

Por último, la aleación de aluminio 6082-T6 se caracteriza por tener una excelente resistencia a corrosión. Debido a sus buenas propiedades mecánicas, ha sustituido a la aleación 6061 en aplicaciones estructurales, así como, también se puede encontrar este material en el ámbito del transporte y en diseños estructurales donde se requiere una buena resistencia.

Al igual que sucede con la aleación 2024-T351, han sido varios los autores que han analizado el comportamiento que muestra dicho material frente a la velocidad de deformación. Para ensayos cuasiestáticos (velocidades de deformación muy pequeñas  $\dot{\epsilon} < 0,1 \text{ s}^{-1}$ ) el aumento de la velocidad de deformación no influye en la tensión de fluencia, por lo tanto, su efecto se puede considerar como despreciable. Sin embargo, cuando se supera un cierto valor ( $\dot{\epsilon} \approx 10^3 \text{ s}^{-1}$ ), se produce un incremento drástico en la tensión de fluencia. Este tipo de comportamiento se debe al fenómeno conocido como *viscous drag*. De este comportamiento se puede sacar la conclusión de que la sensibilidad a la velocidad de deformación aumenta, de manera pronunciada, a medida que esta alcanza valores elevados. [31] [32]

Su comportamiento frente a ensayos de impacto no ha sido estudiado de manera exhaustiva. Varios autores se han centrado en el estudio de ensayos de perforación de aluminios de la misma serie como son: AA6061-T651 [33] [34], AA6005-T6 [13] o AA6082-T4 [14]. Rodríguez-Millán *et al.* sí que realizan un estudio de perforación de este material analizando la capacidad de absorción de energía que tiene (ver **Figura 1.3**). [30]

## 2. Propiedades mecánicas de las aleaciones de aluminio

### Resumen del capítulo

**E**n el presente capítulo se va a mostrar, en primer lugar, una visión general del aluminio, exponiendo sus características principales, para después realizar un desglose de las diferentes formas aleadas que se pueden encontrar de dicho material (nomenclatura, elemento aleante principal, etc.), así como los tratamientos térmicos a los que puede ser sometido y que influencia tienen en la variación de sus propiedades. Por último, se analizará de manera más detallada cada una de las aleaciones que han sido elegidas en este proyecto como son: AA2024-T351, AA5754-H111 y AA6082-T6; mostrando su composición química, propiedades mecánicas más influyentes en el caso de someterse dichos materiales a un ensayo de perforación, etc.

## 2.1 Características generales del aluminio y sus aleaciones

El aluminio es el tercer material más abundante que se puede encontrar a nuestro alrededor, detrás del oxígeno y el silicio. Las propiedades que lo caracterizan se muestran a continuación:

- Densidad ( $\rho$ ): 2700 kg/m<sup>3</sup>
- Módulo de Young (E): 69 GPa
- Coeficiente de Poisson ( $\nu$ ): 0,33
- Coeficiente de dilatación térmica:  $23,5 \times 10^{-6} \text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$
- Temperatura de fusión: 660 °C

El aluminio tiene también una buena resistencia a corrosión, debido a la película de óxido tenaz que se forma en su superficie. Aunque se trata de un material con poca resistencia, en comparación con el acero, mediante sus aleaciones puede alcanzar una resistencia de 690 MPa aproximadamente. [35]

Se trata de un material poco utilizado industrialmente (se empezó a utilizar en 1886) en comparación con materiales como el bronce, cobre, plomo, etc. En los últimos años, ha ido creciendo de forma exponencial su uso en estructuras de alta mar, componentes de trenes y barcos, carrocerías de vehículos y diferentes tipos de protecciones donde se busque ligereza, sustituyendo el uso del acero.

Las ventajas que tiene el aluminio frente al acero son:

- Ligereza – el peso del aluminio es aproximadamente un tercio del peso del acero.
- Capacidad de extrusión, lo que le permite ser un material más versátil a la hora de conformarlo.
- La mayoría de los aluminios pueden ser soldados por arco eléctrico al igual que los aceros, pero la velocidad de soldadura es mayor.
- Maquinabilidad – La molienda puede ser utilizada en los aluminios ya que permite desprender una gran cantidad de material.
- Uso de uniones adhesivas es un método válido para la generación de estructuras.
- Buen rendimiento a bajas temperaturas debido a que no se produce fractura como sucede con los aceros. Las propiedades mecánicas mejoran a medida que la temperatura disminuye.

También presenta una serie de desventajas frente al acero:

- Coste – El precio del aluminio es, aproximadamente, un 50% mayor (por unidad de volumen). Aunque, los costes de fabricación son más bajos debido a su fácil manejo, su maquinabilidad, etc.
- Pandeo – la carga crítica de fallo es menor que la de un acero con la misma esbeltez.
- Efecto de la temperatura – el aluminio es un material más débil frente a incrementos de temperatura. Algunos aluminios pierden dureza cuando trabajan por encima de 100 °C. Otro problema es la expansión térmica, ya que el aluminio se contrae y dilata el doble.
- Ablandamiento en la zona afectada por el calor (HAZ) cuando se utilizan uniones soldadas.
- Fatiga.
- Corrosión electrolítica cuando se utilizan uniones soldadas con otros metales.
- Deflexión elevada debido a sus bajas propiedades elásticas. [36]

En el campo de las protecciones balísticas, el aluminio, puede dar iguales o mejores prestaciones, por unidad de peso, comparado con el acero. Esto se debe a su baja densidad, alta resistencia, capacidad de absorción de energía y su buena conductividad térmica. La sensibilidad frente a bandas de cortadura adiabáticas e inestabilidades termoplásticas es menor que la mayoría de los aceros. Sin embargo, la sensibilidad negativa a la velocidad de deformación que muestran la mayoría de los aluminios es un aspecto negativo en el diseño de protecciones, al igual que se comportamiento anisótropo. [13] [27]

Las aleaciones de aluminio producidas en forma forjada como pueden ser placas, láminas, etc. se clasifican en función del elemento aleante predominante. Para identificar cada una de las aleaciones se utiliza un código en el que se pueden diferenciar dos partes: un código de cuatro números, seguido de un guión y un código alfanumérico que indica el posible tratamiento al que ha sido sometido la aleación, por ejemplo, 6082-T6. En el código de 4 números, el primero indica el grupo de la aleación al que pertenece, clasificados en función del elemento aleante predominante (ver **Tabla 2.1**).



Grupo de aleaciones de aluminio forjado	
Elemento aleante principal	Serie
Aluminio, 99% o más	1xxx
Cobre	2xxx
Manganeso	3xxx
Silicio	4xxx
Magnesio	5xxx
Magnesio y silicio	6xxx
Zinc	7xxx
Otros elementos	8xxx
Series no utilizadas	9xxx

Tabla 2.1: Aleaciones de aluminio en función del elemento aleante predominante [35]

El segundo número indica la modificación de la aleación original o los límites de impureza. Por último, los dos últimos números identifican a la aleación de aluminio o muestran su pureza.

El código alfanumérico que acompaña a las aleaciones indica el modo en el que han sido tratadas (en el caso que corresponda), pudiéndose diferenciar:

- F – En estado tosco de fabricación, no se ha aplicado calor para obtener la forma total, ni tampoco trabajo en frío o tratamiento térmico. No hay control sobre la cantidad de endurecimiento por deformación, al contrario que ocurre con otras condiciones. Es por esta razón, por la que las especificaciones del material hacen referencia a las propiedades típicas de resistencia del mismo.
- O – Esta condición implica que el recocido y recristalización se ha producido aplicando calor, provocando que la resistencia disminuya y aumente la ductilidad.
- H – Endurecido por tensión.
- T – Tratado térmicamente.

Si se centra la atención en las dos últimas letras (H y F) se llega a un punto importante en las aleaciones de aluminio. Estas se pueden clasificar en dos grandes grupos, como son: tratables térmicamente (series 2xxx, 6xxx y 7xxx) y aleaciones que no pueden ser tratables térmicamente (1xxx, 3xxx, 4xxx, 5xxx). Estas últimas no pueden aumentar su dureza mediante precipitación, por lo que deben trabajarse en frío.

Dentro de las aleaciones que no pueden ser tratables térmicamente se pueden encontrar los siguientes códigos:

- H1x – Endurecido únicamente por deformación. El grado de endurecimiento se indica con el segundo dígito y varía entre un cuarto de dureza (H12) hasta la dureza total (H18).
- H2x – Endurecido por deformación y parcialmente recocido. Los templados varían entre un cuarto de endurecimiento y el endurecimiento total, obteniéndose mediante el recocido parcial del material trabajado en frío con una dureza superior a la buscada. Por tanto, los templados que se pueden encontrar son: H22, H24, H26 y H28.
- H3x – El material se endurece en frío hasta lograr la dureza buscada. Después se estabilizan las propiedades mediante la aplicación de calor a baja temperatura. Este tratamiento es necesario para prevenir el envejecimiento en aquellas aleaciones que han sido trabajadas en frío.

Por otro lado, las aleaciones que son tratables térmicamente se pueden clasificar según:

- T1 – Envejecido de manera natural. El material se enfría después de un proceso de moldeo a alta temperatura y se deja envejecer de manera natural hasta que se alcanza un punto estable.
- T3 – Tratamiento térmico en solución, trabajada en frío y envejecida de manera natural hasta un punto estable.
- T4 – Tratamiento térmico en solución y envejecida de manera natural hasta que su condición es estable.
- T5 – Moldeo a alta temperatura, enfriamiento y posterior envejecido artificial.
- T6 – Tratamiento térmico en solución y envejecimiento artificial.
- T7 – Tratamiento térmico en solución y estabilizada.
- T8 – Tratamiento térmico en solución, trabajada en frío y posterior envejecimiento artificial.

Una vez descritas las propiedades generales del aluminio, así como la nomenclatura de las diferentes aleaciones que se pueden encontrar [15] [35] [36], hay que centrar la atención en las tres aleaciones elegidas para el presente proyecto: 2024-T351, 5754-H111 y 6082-T6.

## 2.2 Aleación de aluminio AA2024-T351

La aleación de aluminio 2024-T351 pertenece a la serie 2xxx cuyo principal elemento aleante es el cobre (Cu), aunque como en todas las aleaciones, hay más elementos aleantes presentes. La composición química de esta aleación se puede ver en la siguiente tabla:

Cu	Mg	Mn	Fe	Si	Zn	Ti	Cr
3,8–4,9	1,2–1,8	0,3–0,9	Max 0,5	Max 0,5	Max 0,25	Max 0,15	Max 0,1

Tabla 2.2: Composición química AA2024-T351 (% en peso) [8]

La serie 2xxx, al igual que pasa con las series 6xxx y 7xxx, entra dentro del grupo de aleaciones que pueden ser tratables térmicamente. En este caso, ha sido sometido a un tratamiento térmico en solución, trabajada en frío y envejecida de manera natural hasta que se alcanza un punto estable. [35]

Se caracteriza por tener una buena maquinabilidad, capacidad para el acabado superficial, alta resistencia, fácil manejo, etc. Este tipo de cualidades hace que se esté utilizando cada vez más en aplicaciones estructurales. Otras aplicaciones que tiene el aluminio AA2024-T351 son: accesorios de aeronaves, ejes y engranajes, partes de ordenadores, etc. [37]

## 2.3 Aleación de aluminio AA5754-H111

Esta aleación pertenece a la serie 5xxx, cuyo principal elemento aleante es el magnesio (Mg). La composición química de esta aleación se muestra en la siguiente tabla:

Cu	Mg	Mn	Fe	Si	Zn	Ti	Cr
Max 0,1	2,6–3,6	Max 0,5	Max 0,4	Max 0,4	Max 0,2	Max 0,15	Max 0,3

Tabla 2.3: Composición química AA5754-H111 (% en peso) [38]

Entra dentro del grupo de aleaciones que no pueden ser tratadas térmicamente, y que por tanto, para modificar sus propiedades mecánicas tienen que ser sometidas a endurecimiento por deformación. La condición H111 indica que ha sido sometido a un leve endurecimiento por deformación después de la etapa final. [15] [35]

El uso más generalizado de este tipo de aluminio es en forma de placas, con el fin de disminuir el peso en industrias como la del automóvil. Proporciona altas propiedades mecánicas y una buena resistencia a corrosión, lo que hace que sea idóneo para aplicaciones marítimas. Su baja densidad, capacidad de ser reciclado y propiedades ya mencionadas hace que sea un material muy usado en otros sectores como por ejemplo aviación, construcción, etc. [38]

## 2.4 Aleación de aluminio AA6082-T6

Pertenece a la serie 6xxx, donde predomina el silicio y el magnesio como principales elementos aleantes. Su composición química se muestra a continuación:

<b>Cu</b>	<b>Mg</b>	<b>Mn</b>	<b>Fe</b>	<b>Si</b>	<b>Zn</b>	<b>Ti</b>	<b>Cr</b>
0,07	<b>0,78</b>	0,5	0,32	<b>1</b>	0,05	0,04	0,03

*Tabla 2.4: Composición química AA6082-T6 (% en peso) [31]*

Este tipo de aleación, al igual que pasaba con la aleación 2024-T351, entra dentro del grupo de aleaciones que pueden ser tratables térmicamente. En este caso, ha sido sometida a un tratamiento térmico en solución y envejecimiento de forma artificial. [35]

Esta modificación hace que la AA6082-T6 tenga la mayor resistencia dentro de la serie 6xxx. Muestra un buen manejo en operaciones de mecanizado, y ha ido sustituyendo a una aleación de su misma serie, como es la 6061, en aplicaciones estructurales, donde las condiciones de diseño y seguridad requieren unas buenas propiedades mecánicas. También se está utilizando en otros campos, como por ejemplo, el transporte, donde se necesita una gran resistencia, puentes, grúas, etc. [31]

## 3. Ensayos experimentales

### Resumen del capítulo

**E**n el presente capítulo se va a mostrar un pequeño resumen del comportamiento que muestran las diferentes aleaciones en estudio: 2024-T351, 5754-H111 y 6082-T6, cuando se les somete a ensayos de perforación utilizando proyectiles de diversa geometría. Para ello, se muestran ensayos experimentales llevados a cabo sobre placas de 4 mm de espesor, un área efectiva de impacto de  $100 \times 100 \text{ mm}^2$  y con velocidades iniciales entre 50 m/s y 200 m/s. El objetivo es mostrar los valores de límite balístico para cada una de las aleaciones, la energía que es absorbida por el objetivo, así como, los diversos modos de fallos que se van a encontrar.

Como se ha explicado en el **capítulo 1** de este proyecto, el objetivo es desarrollar un modelo numérico, utilizando la formulación SPH, que se adecue lo máximo posible a los ensayos de perforación experimentales. Es por este motivo, por el que se va a describir, de forma resumida y siguiendo los estudios realizados por Rodríguez-Millán *et al.* [39] y Vaz-Romero [15], el procedimiento utilizado para realizar dichos ensayos, así como, mostrar los diferentes resultados obtenidos, que servirán de base de comparación cuando se desarrolle el modelo numérico.

Los ensayos experimentales se llevaron a cabo utilizando placas de aluminio con un área de  $130 \times 130 \text{ mm}^2$  y con un espesor de 4 mm. Para evitar posibles deslizamientos de la placa cuando se produce el impacto, esta es fijada a un soporte, produciéndose una reducción en el área de impacto. Por tanto, una vez fijada la placa, se tiene un área efectiva de impacto de  $100 \times 100 \text{ mm}^2$ .

Como objeto de impacto, se utilizaron proyectiles de diversa geometría, como son, proyectiles de cabeza plana, hemisférica y cónica, cuyas dimensiones se muestran a continuación:

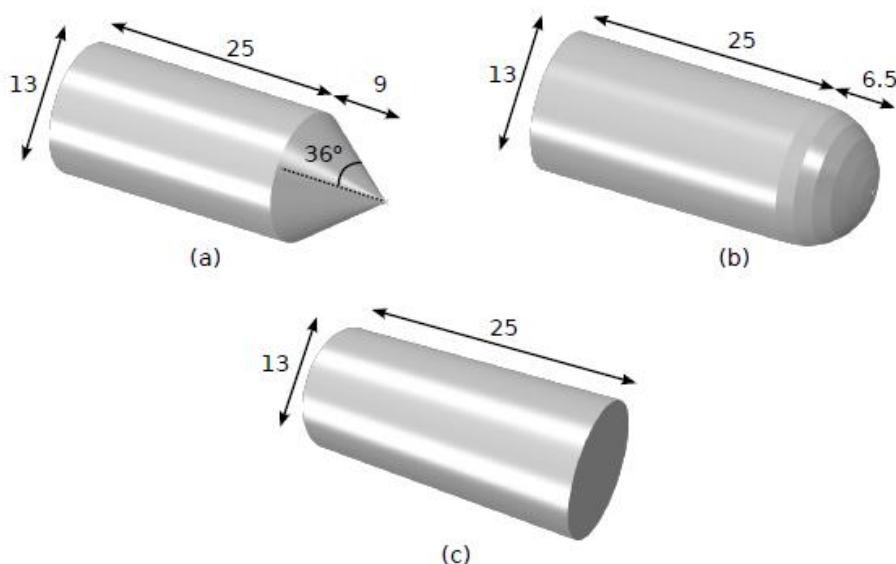


Figura 3.1: Geometría y dimensiones (en mm) de los diversos proyectiles utilizados en ensayos experimentales [39]

La elección de estas geometrías no es casual, se busca que todos tengan la misma masa, de forma que permanezca constante y de valor  $M_p = 30 \text{ gr}$ ; para que la energía cinética durante el proceso de impacto sea la misma que se obtiene inicialmente. Para los proyectiles, se eligió un material que tenga un límite elástico superior al de la placa, para evitar que se produjese la deformación o rotura de estos, es decir, se buscaba que los proyectiles se comportasen como un cuerpo rígido e indeformable. El material elegido fue acero *maraging*, cuyo límite elástico es  $\sigma_y \approx 2000 \text{ MPa}$ , sometido a un tratamiento térmico que produce un incremento de dureza.

Para conseguir que los proyectiles impacten de manera perpendicular en la placa, se utilizó un cañón neumático de gas. Esta técnica ha sido utilizada por varios autores que también han centrado su estudio en ensayos de impacto [11] [12] [22] [23]. El diámetro del cañón se aproxima mucho al diámetro de los proyectiles. Es por esta razón, por la que no es necesario el empleo de ningún tipo de casquillo para guiar el proyectil dentro del cañón, asegurando la perpendicularidad durante el ensayo.

A la hora de realizar las mediciones de velocidad, tanto velocidad de impacto ( $V_0$ ), como velocidad residual ( $V_r$ ), se utilizaron láseres acoplados a fotodiodos y contadores temporales. Cuando los proyectiles pasaban por el haz de luz, se registraba una medición de tiempo. Este procedimiento se realizaba dos veces, de forma que se definía un intervalo temporal. Después la velocidad se obtenía como:  $\Delta x^{laser} / \Delta t$ , donde  $\Delta x^{laser}$  es la distancia entre los láseres y  $\Delta t$  es el tiempo transcurrido entre un láser y otro. Los ensayos de perforación se realizaron en un rango de velocidades entre  $50 \text{ m/s} < V_0 < 200 \text{ m/s}$ .

### 3.1 Ensayos de impacto con proyectil de cabeza cónica

Durante la realización de los experimentos, se toman datos de la velocidad de impacto y de la velocidad residual, para las diversas aleaciones en estudio. Dichos datos, para el proyectil de cabeza cónica, se muestran en la **Figura 3.2**:

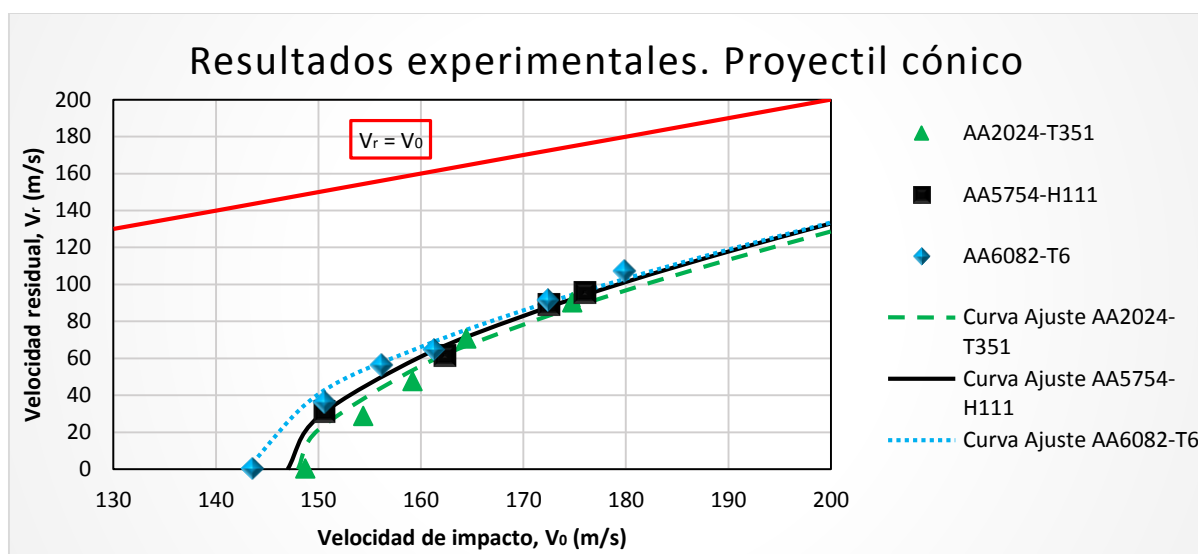


Figura 3.2: Velocidad residual ( $V_r$ ) frente a velocidad de impacto ( $V_0$ ) para las tres aleaciones en estudio y proyectil de cabeza cónica. Extraída de [15]

Cada uno de los experimentos es un dato puntual que se puede representar en una gráfica, pero se necesita una curva de ajuste que aclare la tendencia que va a seguir el estudio a medida que se produce una variación en la velocidad de impacto. Para ello, se utiliza la expresión propuesta por Recht e Ipson [40] (**ecuación 3.1**):

$$V_r = (V_o^k - V_{bl}^k)^{1/k} \quad (3.1)$$

Donde  $V_r$  es la velocidad residual del proyectil;  $V_0$  es la velocidad de impacto y  $K$  es un parámetro de ajuste característico de cada material. Dichos valores, al igual que los valores obtenidos de límite balístico para cada aleación, aparecen en la **Tabla 3.1**.

Aleación	$V_{bl}$ (m/s)	$K$
AA2024-T351	148	1,89
AA5754-H111	147	1,95
AA6082-T6	143	1,88

Tabla 3.1: Valores de parámetro de ajuste  $K$  y límite balístico para cada aleación. Proyectil cabeza cónica [15]

Como puede verse en los resultados de la **Tabla 3.1**, todas las aleaciones presentan un límite balístico parecido cuando son impactadas por un proyectil de cabeza cónica. Además, como cabía esperar, cuando la velocidad de impacto supera los 170 m/s, aproximadamente, la curva  $V_o$ - $V_r$  es paralela a la curva  $V_r = V_o$ .

Al utilizarse tres materiales diferentes, cada uno va a mostrar un comportamiento y un modo de fallo diferente cuando se somete a un ensayo de impacto.

- **AA2024-T351** – Cuando el impacto se produce a velocidades cercanas a su límite balístico, se produce una fragmentación elevada del material, sin que se generen pétalos a medida que el proyectil atraviesa la placa. Esto se debe a las elevadas propiedades mecánicas y a su baja ductilidad, provocando que el fallo sea más localizado y la deformación global menor. A medida que la velocidad supera el límite balístico entran en juego efectos inerciales, provocando la formación de pétalos y la consiguiente propagación de fisuras. Dicha propagación se produce en direcciones preferentes, es decir, no es de forma simétrica (ver **Figura 3.3**).

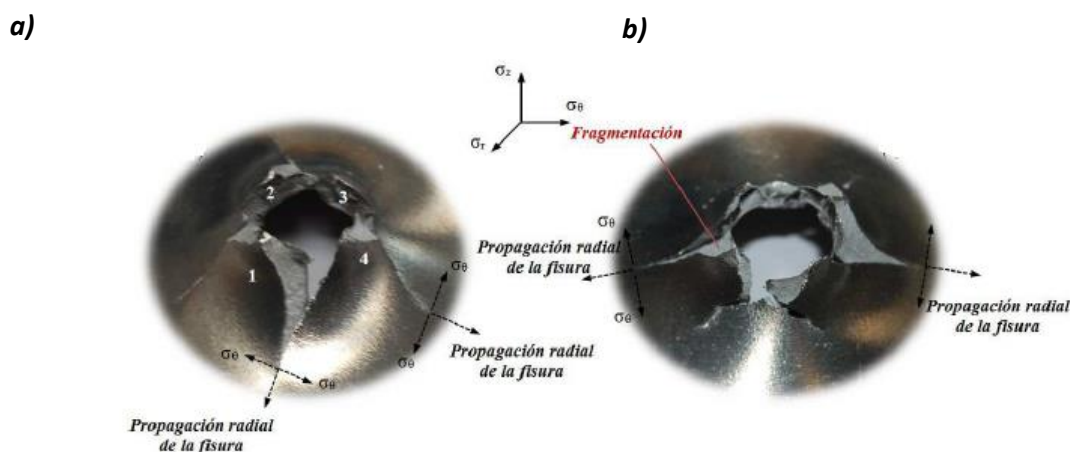


Figura 3.3: Placa AA2024-T351 perforada por proyectil cónico. (a)  $V_0 = 174,80$  m/s; (b)  $V_0 = 154,32$  m/s [15]

- **AA5754-H111** – Durante el fenómeno de perforación, el material fluye de manera radial provocando el fenómeno conocido como *ductile hole*, se produce la flexión de la placa y la aparición de pétalos. El número de pétalos varía entre tres y cinco. Esta variabilidad depende de la velocidad de impacto, para velocidades cercanas al límite balístico el número de pétalos es tres o cuatro, mientras que, se van a formar cinco pétalos cuando se produzca un incremento de velocidad (ver **Figura 3.4**). Este crecimiento en el número de pétalos se debe a que la inercia cobra un papel más importante a medida que se aumenta la velocidad de impacto. La energía cinética del proyectil va a ser absorbida por la combinación de mecanismos de impacto locales y estructurales.



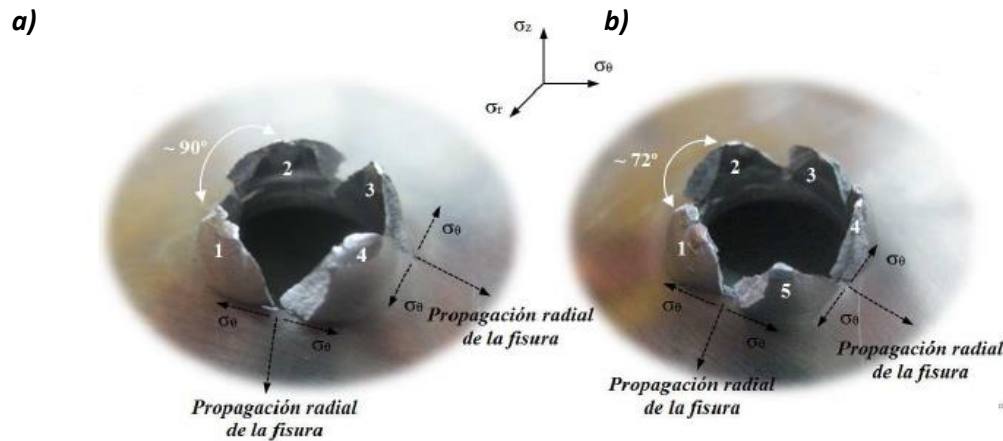


Figura 3.4: Placa AA5754-H111 perforada por proyectil cónico. (a)  $V_0 = 148,81 \text{ m/s}$ ; (b)  $V_0 = 179,86 \text{ m/s}$  [15]

- **AA6082-T6** – El modo de fallo de esta aleación es diferente a lo comentado anteriormente. En este caso, el material que se encuentra enfrente del proyectil es desplazado hacia el exterior. La estricción plástica que sufre el espesor, así como, la flexión permanente es menor si se compara con la generada en la aleación 5754-H111 (ver **Figura 3.5**). Durante el proceso de perforación una nube de fragmentos sale despedida de la placa, evitando que se produzca la formación de pétalos (ver **Figura 3.6**). Este fenómeno confirma que la ductilidad de la aleación 6082-T6 es baja comparada con las otras dos. En este caso, los mecanismos de impacto local juegan un papel más importante en el proceso de absorción de energía.

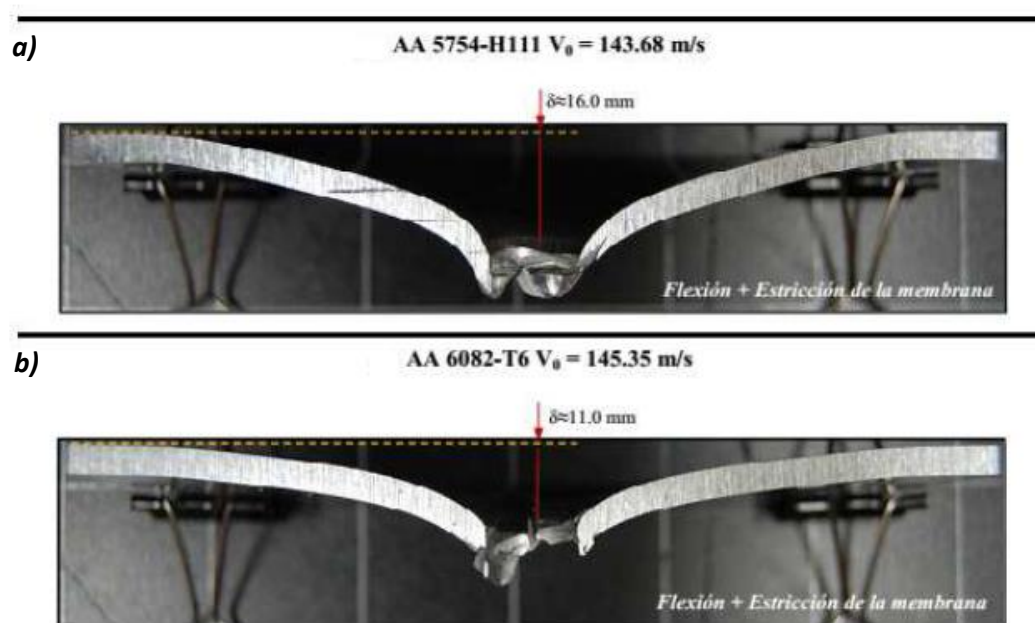


Figura 3.5: Comparación de la flexión y estricción sufrida por la placa para las aleaciones a) 5754-H111 y b) 6082-T6, con proyectil de cabeza cónica y velocidades de impacto similares. [15]

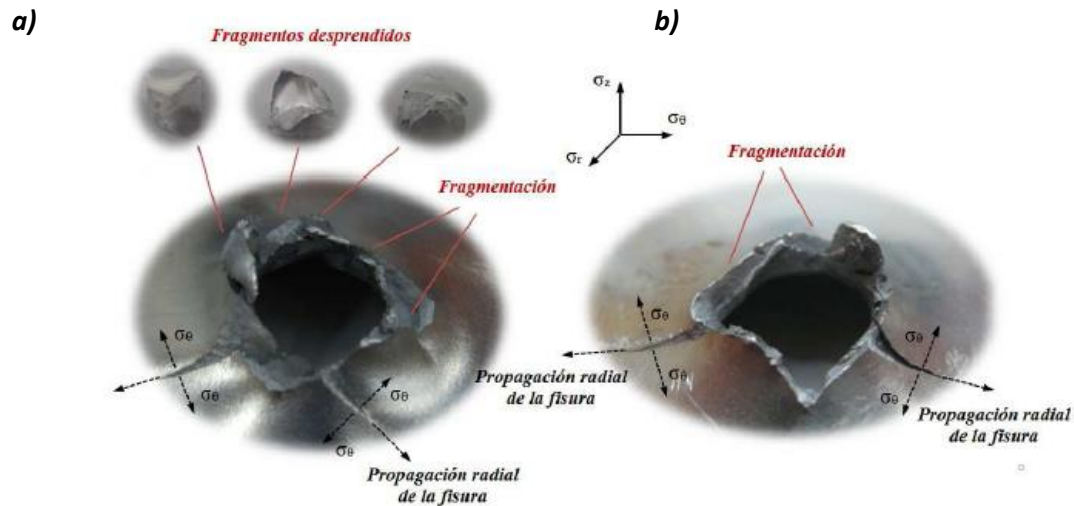


Figura 3.6: Placa AA6082-T6 perforada por proyectil cónico. (a)  $V_0 = 143,68 \text{ m/s}$ ; (b)  $V_0 = 150,60 \text{ m/s}$  [15]

### 3.2 Ensayos de impacto con proyectil de cabeza hemisférica

En la **Figura 3.7** se muestran los resultados experimentales para las tres aleaciones en estudio cuando son sometidas a un ensayo de perforación con proyectil de cabeza hemisférica.

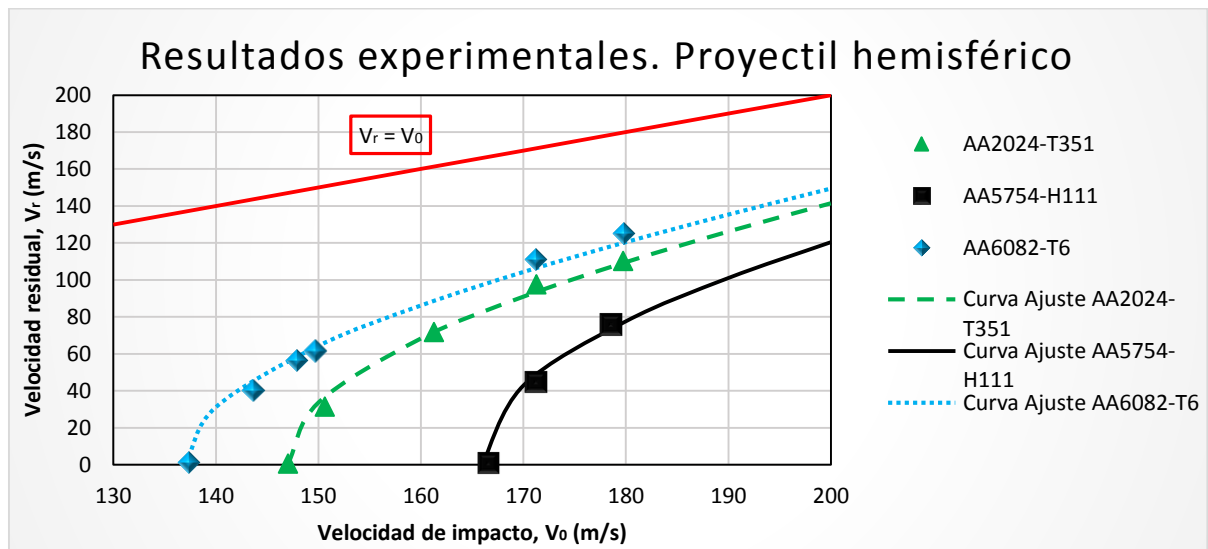


Figura 3.7: Velocidad residual ( $V_r$ ) frente a velocidad de impacto ( $V_0$ ) para las tres aleaciones en estudio y proyectil de cabeza hemisférica. Extraída de [15]

Al igual que pasaba en el caso anterior, se utiliza la expresión propuesta por Recht e Ipson [40](**ecuación 3.1**) para realizar la curva de ajuste. Los valores del parámetro de ajuste  $K$  y límite balístico para cada aleación se muestran en la **Tabla 3.2**.

Aleación	$V_b$ (m/s)	$K$
AA2024-T351	147	2,12
AA5754-H111	166	2,17
AA6082-T6	137	2,08

Tabla 3.2: Valores de parámetro de ajuste  $K$  y límite balístico para cada aleación. Proyectoil cabeza hemisférica [15]

Cuando se utilizan proyectiles de cabeza hemisférica los valores de límite balístico difieren de una aleación a otra, al contrario que ocurría para proyectiles de cabeza cónica. En este caso, la aleación 5754-H111 es la que muestra una mayor oposición a la penetración, y por consiguiente, la que tiene mayor capacidad de absorción de energía. La aleación 2024-T351 tiene un valor de límite balístico similar a la configuración con proyectil cónico, mientras que, la aleación 6082-T6 muestra una disminución en este parámetro.

En la **Figura 3.8** se muestra el estado final de las placas, una vez se ha producido la perforación por parte del proyectil.

Los mecanismos de fallo, al igual que pasaba con el proyectil de cabeza cónica, son diferentes para cada aleación.

- **AA2024-T351 y AA6082-T6** – Estas dos aleaciones presentan el mismo modo de fallo. El proyectil empuja el material que entra en contacto con la cabeza del mismo, provocando la formación de bandas de cortadura que se propagan a través del espesor de la placa, hasta que alcanzan el otro lado de la misma. Un tapón o *plug* de geometría circular que apenas muestra deformación plástica es expulsado de la placa a medida que se produce el fenómeno de perforación. El espesor y el diámetro del tapón es casi idéntico al espesor de la placa y al diámetro del proyectil.

Estas dos aleaciones, se caracterizan por tener un límite elástico elevado, lo que obstaculiza que se produzca el fenómeno conocido como *discing* (fallo por tensión del material) y una reducción en el espesor de la placa, siendo propensos a la aparición de bandas de cortadura. También aparecen fisuras radiales y pequeños pétalos en la parte posterior de la placa (ver **Figura 3.8**).

La estricción del espesor, así como la flexión de la placa, son menores en comparación, como se verá más adelante, con la aleación 5754-H111 (ver **Figura 3.9**).

En términos de energía, para ambos casos, los efectos locales tienen un papel importante en el proceso de absorción.

- **AA5754-H111** – Al igual que pasaba con el proyectil de cabeza cónica, el modo de fallo está dominado por el fenómeno conocido como *ductile hole*. Durante el proceso de perforación se produce un flujo plástico en las zonas cercanas al punto de contacto proyectil-placa. El proyectil empuja el material radialmente y en la dirección del movimiento, lo que provoca una gran deformación plástica y la aparición de una protuberancia en la parte posterior de la placa. A consecuencia de esto, se va a producir la estricción del espesor, que va a tener lugar en las cercanías del punto de contacto del proyectil con la placa. Se va a generar un tapón o *plug*, cuyo espesor y diámetro va a ser menor que el espesor de la placa y diámetro del proyectil respectivamente (ver **Figura 3.8**).

Este modo de fallo se caracteriza por un gran consumo de energía, los efectos estructurales van a tener un papel fundamental en el proceso de absorción de la misma.

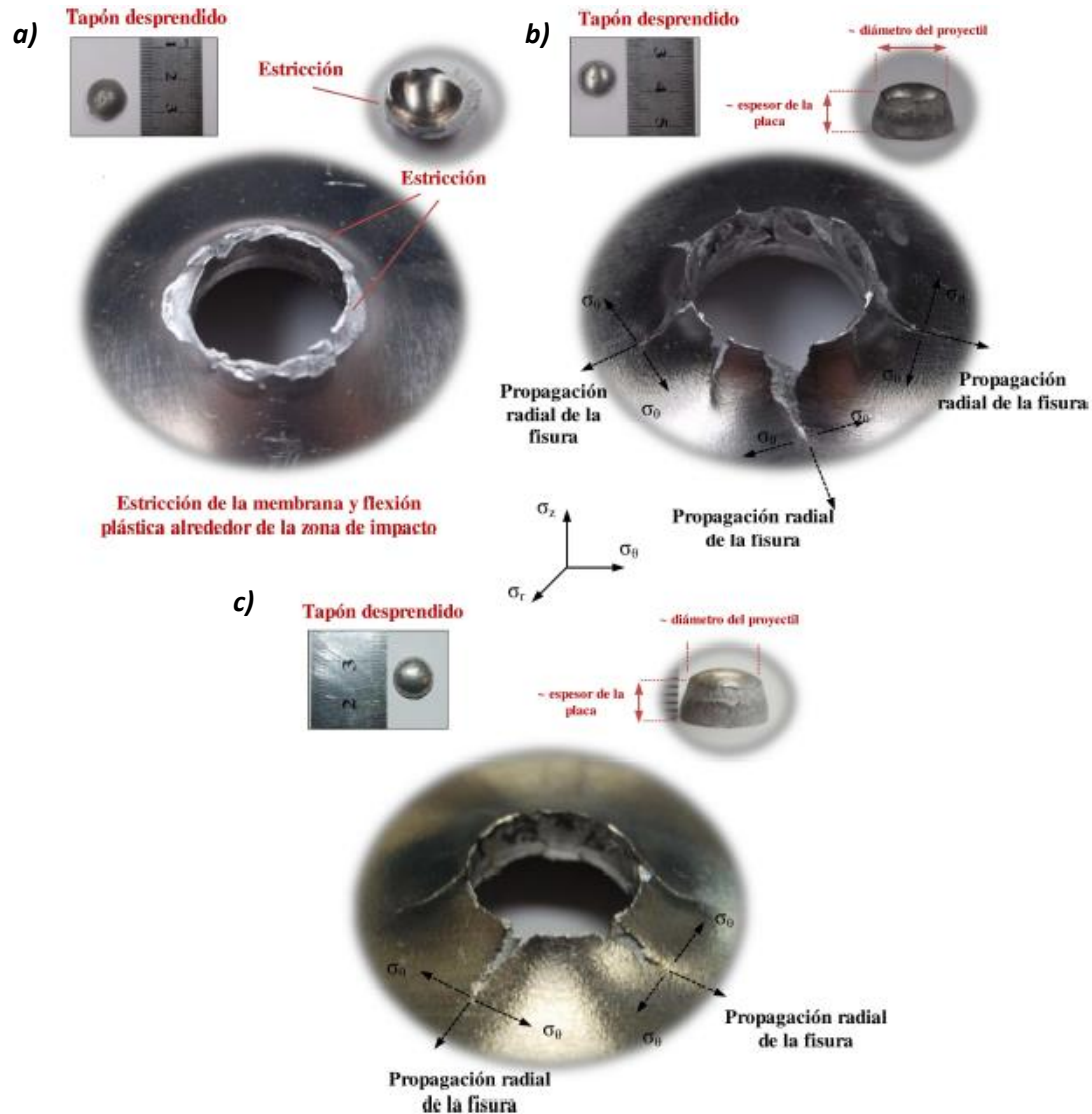


Figura 3.8: Placa perforada por proyectil hemisférico. (a) AA5754-H111  $V_0 = 166,67 \text{ m/s}$ ; (b) AA6082-T6  $V_0 = 179,86 \text{ m/s}$ ; (c) AA2024-T351  $V_0 = 171,23 \text{ m/s}$  [15]

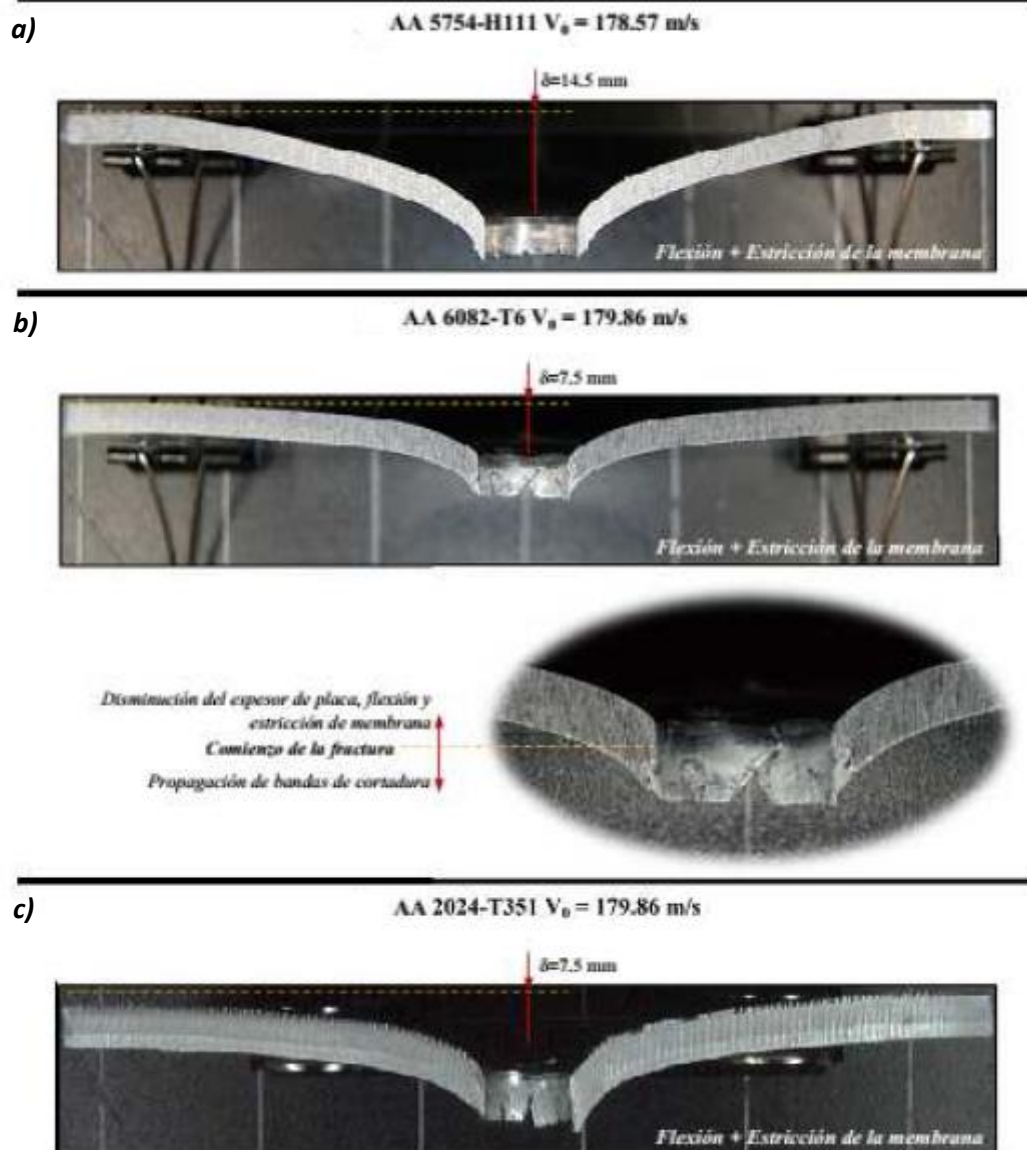


Figura 3.9: Comparación de la flexión y estricción sufrida por la placa para las aleaciones a) 5754-H111, b) 6082-T6 y c) 2024-T351, con proyectil de cabeza hemisférica y velocidades de impacto similares. [15]

### 3.3 Ensayos de impacto con proyectil de cabeza plana

En la **Figura 3.10**, se muestran los resultados experimentales para las diferentes aleaciones en estudio cuando son sometidas a ensayos de impacto con proyectiles de cabeza plana.

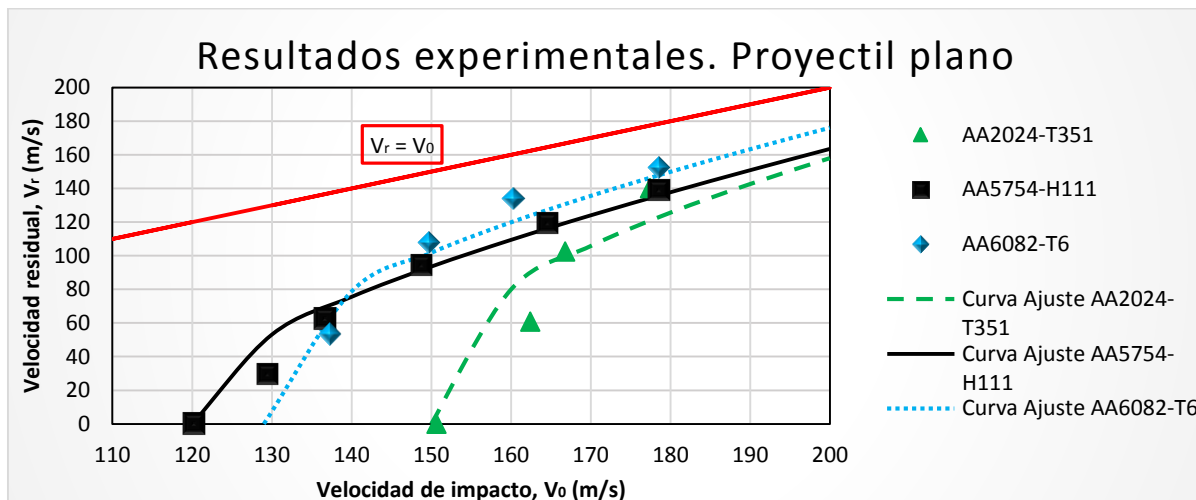


Figura 3.10: Velocidad residual ( $V_r$ ) frente a velocidad de impacto ( $V_o$ ) para las tres aleaciones en estudio y proyectil de cabeza plana. Extraída de [15]

Al igual que en los casos anteriores, se sigue utilizando la expresión propuesta por Recht e Ipson [40] (**ecuación 3.1**) para realizar la curva de ajuste de los datos obtenidos. En la **Tabla 3.3** se muestran los valores del parámetro de ajuste  $K$ , así como, los valores del límite balístico para las tres aleaciones seleccionadas.

Aleación	$V_{bl}$ (m/s)	$K$
AA2024-T351	150	2,66
AA5754-H111	120	2,09
AA6082-T6	129	2,77

Tabla 3.3: Valores de parámetro de ajuste  $K$  y límite balístico para cada aleación. Proyectil cabeza plana [15]

Como se puede observar, únicamente la aleación 2024-T351 ve incrementado el valor del límite balístico, mientras que las otras dos aleaciones, dicho valor disminuye, de forma considerable, si se compara con los proyectiles de cabeza cónica y hemisférica.

En la **Figura 3.11** aparece el estado final de cada una de las aleaciones una vez se ha producido el fenómeno de perforación. Cada una de ellas va a mostrar un mecanismo de fallo diferente.

- **AA2024-T351** – El mecanismo de fallo de esta aleación está marcado por la aparición de bandas de cortadura. Como se puede ver en la **Figura 3.11**, el corte producido por el proyectil no es tan limpio, comparado con las otras dos aleaciones, debido a las altas propiedades mecánicas que muestra este material. Una placa construida con este material puede soportar mayores esfuerzos cortantes, antes de que se desprenda el tapón o *plug*, y la estricción del espesor, como la flexión, van a ser menores (ver **Figura 3.12**) si se compara con otros tipos de proyectil. Los efectos locales juegan un papel importante en el proceso de absorción de energía.



- **AA5754-H111** – En este caso, se va a producir una combinación de *discing* y la aparición de bandas de cortadura. La formación de estas, así como su propagación, se va a producir después de una reducción del espesor de la placa. El tapón expulsado va a tener un espesor ligeramente menor (ver **Figura 3.11**). Como ocurría en casos anteriores, con el mismo modo de fallo, se observa estricción y flexión permanente en la placa (ver **Figura 3.12**). En términos de energía, los mecanismos locales y estructurales son los encargados de absorber la energía del proyectil.
- **AA6082-T6** – La bandas de cortadura son las dominantes en el modo de fallo de este material. Esto conduce a la expulsión de un tapón durante el proceso de perforación. El tiempo de perforación es muy pequeño, el material es empujado en la dirección del movimiento antes de que se generen las bandas de cortadura. Estas se forman sin que se produzca una reducción apreciable en el espesor de la placa. El espesor y diámetro del tapón son similares al de la placa y proyectil respectivamente. La deformación permanente, que es muy pequeña, aparece fuera de la zona de generación de las bandas de cortadura (ver **Figura 3.11**). Los efectos locales son, en este caso, los encargados de absorber la energía cinética del proyectil.

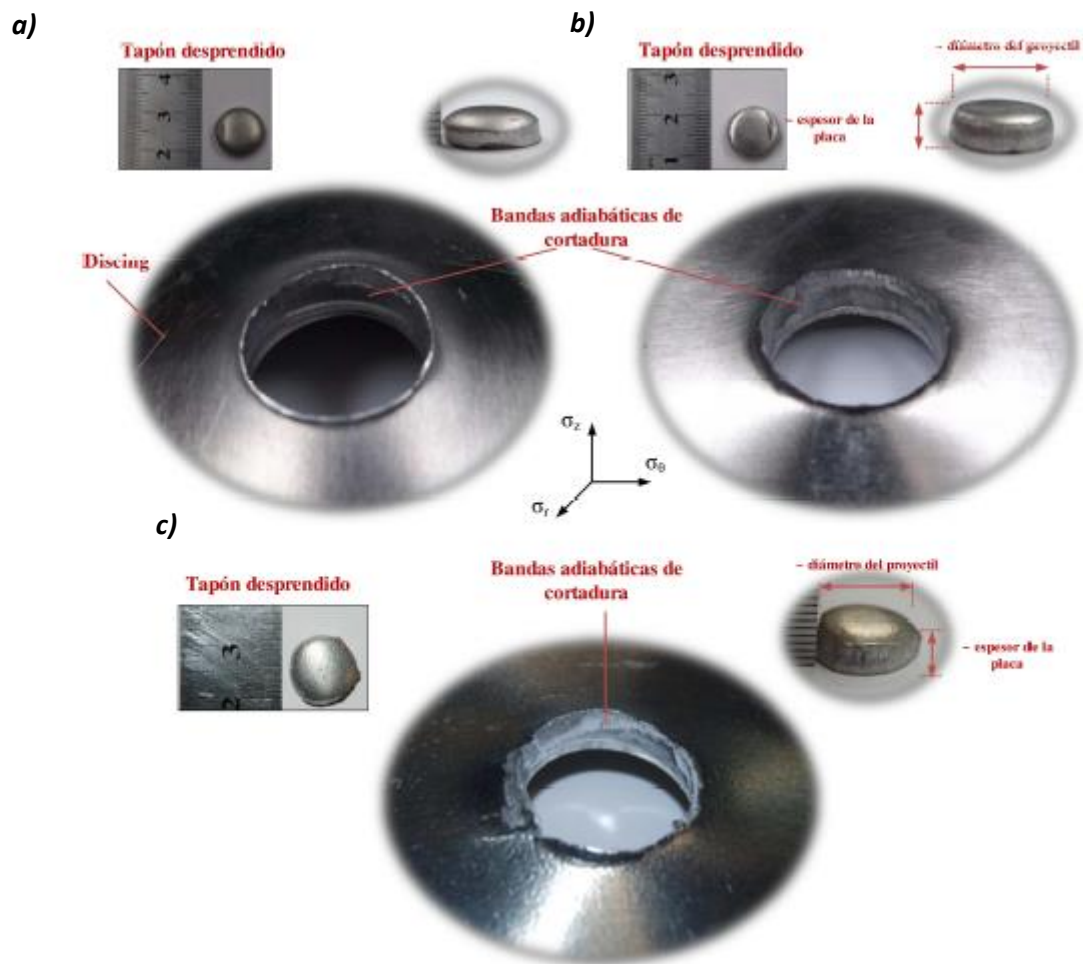


Figura 3.11: Placa perforada por proyectil plano. (a) AA5754-H111  $V_0 = 136,60$  m/s; (b) AA6082-T6  $V_0 = 160,26$  m/s; (c) AA2024-T351  $V_0 = 167,79$  m/s [15]

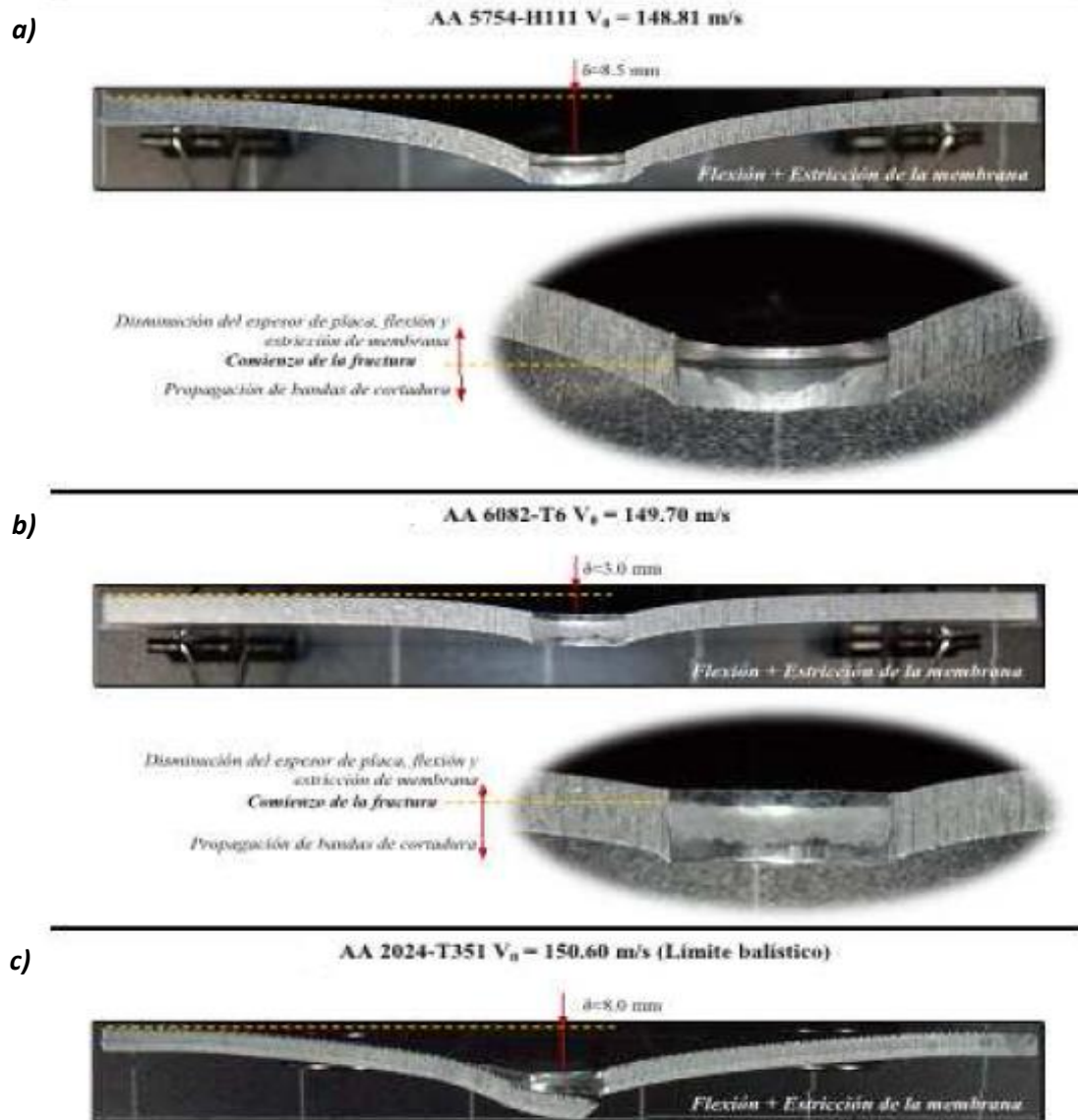


Figura 3.12: Comparación de la flexión y estricción sufrida por la placa para las aleaciones a) 5754-H111, b) 6082-T6 y c) 2024-T351, con proyectil de cabeza plana y velocidades de impacto similares. [15]



La diferencia, en cuanto a mecanismos de fallo se refiere, entre las aleaciones 5754-H111 y 6082-T6 parece justificar la intersección de las curvas  $V_0$ - $V_f$  (ver **Figura 3.10**). La aleación 6082-T6 tiene un valor de límite balístico superior, debido a que tiene un límite elástico mayor, provocando que se necesite una velocidad superior para la formación de bandas de cortadura. Una vez se supera este valor, la energía consumida por el modo de fallo disminuye a medida que la velocidad aumenta. Cuando se produce un impacto a altas velocidades, la combinación de efectos estructurales y locales que aparecen en la aleación 5754-H111, requieren un mayor consumo de energía (ver **Figura 3.13**).

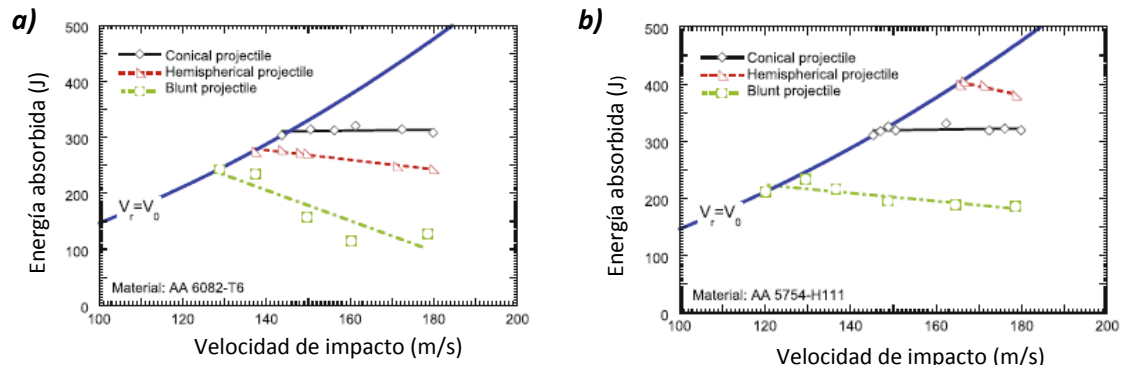


Figura 3.13: Comparación energía absorbida por la placa para proyectil cónico, hemisférico y plano. (a) AA6082-T6; (b) AA5754-H111 [39]

## 4. Desarrollo del modelo numérico

### Resumen del capítulo

Como se ha comentado en el capítulo 1 de este documento, el objetivo es desarrollar un modelo numérico utilizando la formulación SPH o “Hidrodinámica de partículas Suavizadas”, que se ajuste lo máximo posible a los datos experimentales que ya se han obtenido realizando ensayos de impacto sobre las aleaciones de aluminio 2024-T351, 5754-H111 y 6082-T6.

Para las simulaciones se ha utilizado el programa ABAQUS/Explicit. Como paso previo a la consecución del modelo final, se han realizado pruebas iniciales con modelos que emplean metodologías diferentes: una primera aproximación con elementos finitos continuos Lagrangianos (FEM) y otro modelo en el que se ha activado la capacidad de conversión a partículas SPH en la zona estimada de impacto, siguiendo la metodología propuesta en el trabajo realizado por Vaz-Romero [15]. Finalmente, se ha desarrollado el modelo numérico empleando la formulación SPH, formulación poco utilizada en aplicaciones estructurales.

Con estas simulaciones se consigue obtener variables que no se pueden obtener de manera experimental, así como, analizar los modos de fallo de los distintos proyectiles y materiales; velocidades residuales y límites balísticos.

## 4.1 Introducción

El objetivo de este capítulo es desarrollar un modelo numérico que se ajuste de la forma más aproximada posible a los ensayos experimentales de perforación llevados a cabo sobre placas de aluminio 2024-T351, 5754-H111 y 6082-T6, empleando la formulación SPH en la zona de impacto del proyectil.

Cuando se realizan este tipo de ensayos, existen varias alternativas a la hora de realizar la modelización del mismo. Uno de los principales problemas que surgen en la modelización de ensayos de perforación son las grandes deformaciones que se producen, lo que conlleva a una gran distorsión de los elementos, pudiendo provocar errores de volumen negativo e interrupciones del análisis de forma prematura. [15] Existen varias alternativas para solucionar este tipo de problemas, como puede ser, por ejemplo, la erosión de elementos, uso de mallado adaptativo, etc.

La técnica más utilizada es la erosión de elementos. El problema principal de este tipo de técnicas es la determinación del valor crítico a partir del cual se produce la eliminación del elemento. Normalmente, este valor crítico se obtiene empíricamente a través de una media entre datos calculados y medidos [41]. Se puede elegir entre varios criterios para que se produzca la eliminación del elemento, como por ejemplo: tensión, deformación, tiempo, etc. [42] Algunas de las metodologías utilizan de manera aproximada y alejada de la física del problema, un valor constante en la variable que activa la erosión del elemento. Existen también otros métodos que establecen la erosión del elemento considerando algunos factores que influyen en el mismo, como la sensibilidad a la velocidad de deformación, etc.

Otro método, bastante utilizado por varios autores [10] [11] [12] [17] [22], es el uso de un mallado adaptativo. Este tipo de modelización numérica combina el análisis puro Lagrangiano (donde una malla definida queda fija al material) y el análisis Euleriano (donde la malla queda fijada en el espacio y es el material el que fluye a través de ella). Con el mallado adaptativo, en cada incremento temporal, se produce una regeneración en la malla mediante un barrido a lo largo de dominio del mismo. En cada barrido, los nodos que se encuentran dentro del dominio son recolocados basándose en la posición actual de los nodos y elementos vecinos, reduciendo la distorsión de los elementos provocada por las grandes deformaciones que va a sufrir la placa cuando está sometida a un ensayo de perforación a altas velocidades.

En este caso, la atención se va a focalizar en una formulación de las denominadas sin malla o *mesh free*, como es la formulación SPH. Se trata de un método que se ha utilizado en los últimos años en el campo de la dinámica de fluidos, reproduciendo fácilmente fenómenos como por ejemplo la rotura de olas [43]. Una gran ventaja de este método se va a encontrar cuando surjan casos en los que se esperan grandes deformaciones, ya que se puede obviar la eliminación de elementos. [15]

Aunque el objetivo es el desarrollo de un modelo numérico basado en la formulación SPH que se ajuste lo máximo posible a los ensayos experimentales, también se han desarrollado otros dos modelos numéricos empleando otras formulaciones, como son: elementos continuos Lagrangianos (FEM) y conversión de FEM a partículas SPH en la zona de impacto del proyectil.

Hay una serie de características que son independientes de la formulación elegida y que van a ser comunes para los tres modelos. Dichas características se comentan a continuación.

#### 4.1.1 Características comunes en los modelos numéricos

Tanto la geometría de la placa, como la de los diferentes proyectiles, va a ser la misma para los tres modelos numéricos que se han definido. La placa, como se ha comentado en el **capítulo 3**, va a tener unas dimensiones de 130x130 mm<sup>2</sup>, con un espesor de 4 mm. La placa se ha fijado para evitar efectos de deslizamiento en los ensayos experimentales, quedando un área efectiva de 100x100 mm<sup>2</sup>, sin producirse variaciones en el espesor. Estas son las dimensiones que se van a considerar a la hora de hacer las simulaciones. Para evitar que se produzca el deslizamiento de la placa ABAQUS/Explicit permite la opción *ENCASTRE* [42], característica que se va a aplicar en todo el perímetro de la misma.

En el caso de los proyectiles, la geometría de los tres tipos de utilizados (plano, hemisférico y cónico), también está definida en el **capítulo 3** de este documento. Cada uno de ellos ha sido modelizado como cuerpo rígido (*analytical rigid* en ABAQUS [42]), ya que dentro del rango de velocidades utilizadas en los ensayos experimentales, no se aprecia ni deformación ni deterioro de los mismos. Por lo tanto, al estar definidos como *analytical rigid*, no hace falta que se asigne ningún tipo de material en la simulación, ni tampoco hace falta realizar un mallado de los mismos. Se define un punto de referencia en el extremo de la cabeza del proyectil, para poder asignar, tanto la masa ( $M_p = 30$  gr), como la velocidad inicial que va a tener. Estas consideraciones han sido utilizadas por varios autores en sus estudios de perforación. [3] [10] [11] [12] [17]

Cuando se realiza un ensayo de perforación, se ha de tener muy en cuenta el endurecimiento que va a sufrir el material debido a la deformación, la velocidad de deformación ( $\dot{\epsilon}$ ) y la temperatura ( $T$ ). Para definir el comportamiento viscoplástico que van a tener las tres aleaciones de aluminio seleccionadas se debe buscar una relación constitutiva que tenga en cuenta estos factores. Una de las más utilizadas, cuando se trata de ensayos de perforación, es la ecuación de Johnson-Cook [7] [10] [11] [12] [17] [22] [44], implementada ya en ABAQUS/Explicit.

El modelo de Johnson-Cook tiene en cuenta grandes deformaciones, la sensibilidad a la velocidad de deformación y el ablandamiento térmico. La **ecuación 4.1** define la tensión equivalente de Huber-Mises.

$$\sigma(\epsilon^p, \dot{\epsilon}^p, T) = [C_1 + C_2(\epsilon^p)^n] \left[ 1 + C_3 \ln\left(\frac{\dot{\epsilon}^p}{\dot{\epsilon}_0}\right) \right] [1 - T^{*m}] \quad (4.1)$$

Donde:

- $C_1$  es el límite elástico.
- $C_2$  es una constante del material.
- $n$  es el coeficiente de endurecimiento.
- $C_3$  es un parámetro que mide la sensibilidad a la velocidad de deformación.
- $\dot{\epsilon}_0$  es la velocidad de deformación de referencia.

- $T^*$  es una temperatura homogénea que se define como:  $(T-T_0)/(T_m-T_0)$ , donde  $T_0$  es la temperatura ambiente y  $T_m$  es la temperatura de fusión del material.
- $m$  es un parámetro relacionado con la sensibilidad a la temperatura.

Los valores de cada una de estas constantes, para las aleaciones de aluminio 2024-T351, 5754-H111 y 6082-T6, aparecen reflejados en la siguiente tabla.

Aleación	$C_1$ (MPa)	$C_2$ (MPa)	$n$ (-)	$C_3$ (-)	$\dot{\epsilon}_0$ ( $s^{-1}$ )	$T_0$ (K)	$T_m$ (K)	$m$ (-)
2024-T351	352	440	0,42	0,0083	$3,33 \cdot 10^{-4}$	293	775	1,7
5754-H111	28,13	278,67	0,183	0,00439	0,1	293	873	2,527
6082-T6	201,55	250,87	0,206	0,0097	0,001	293	855	1,31

Tabla 4.1: Valores de las constantes del modelo de Johnson-Cook para las aleaciones de aluminio en estudio [15]

La **ecuación 4.1** tiene asociada la ecuación del calor (**ecuación 4.2**), que permite obtener el incremento de temperatura que se va a producir durante la deformación plástica ( $\epsilon_p$ ) en condiciones adiabáticas:

$$\Delta T(\epsilon^p, \dot{\epsilon}^p, T_0) = \frac{\beta}{\rho C_p} \int_{\epsilon_e}^{\epsilon^p} \sigma(\epsilon^p, \dot{\epsilon}^p, T) d\epsilon^p \quad (4.2)$$

Donde:

- $\beta$  es el coeficiente de Quinney-Taylor, que define el trabajo plástico que se convierte en calor. El valor de esta constante se considera 0,9 para este tipo de materiales. [45]
- $\rho$  es la densidad del material. En este caso, para las tres aleaciones en estudio, se va a considerar un valor constante de 2700 kg/m<sup>3</sup>.
- $C_p$  es el calor específico a presión constante. Al igual que la densidad, se considera un valor constante de 900 J/kg·K.

Durante el proceso de perforación, se va a observar un incremento de temperatura en la placa debido a la flexión que el proyectil va a provocar en la misma, y por consiguiente, el aumento del trabajo plástico. Este incremento de temperatura va a reducirse según la velocidad de impacto aumente, ya que, el modo de fallo aparecerá rápidamente sin producirse flexión y el trabajo plástico será menor. [17] [22]

Como consecuencia del incremento térmico se va a producir el fenómeno conocido como “*thermal softening*”, o ablandamiento térmico, provocando: inestabilidades plásticas en el material que conducen al fallo del mismo, propagación más rápida de las grietas tras su aparición, influencia en el comportamiento mecánico del material si la velocidad de deformación no es constante durante el proceso de carga, etc. [46] [47]

Con el objetivo de cuantificar el incremento de temperatura que se va a producir a consecuencia de la perforación que va a provocar el proyectil en la placa, se considera una temperatura inicial para toda la placa de 298 K.

Para reducir el coste computacional de las simulaciones se considera que la distancia entre el proyectil y la placa es de 0,1 mm y que el ángulo que forman ambas geometrías es 90 grados, de forma que se asegura que el impacto se produzca de forma perpendicular.

En cuanto a las condiciones de contacto entre el proyectil y la placa se va a considerar un coeficiente de fricción constante, de valor 0.1, e independiente de la temperatura. El uso de un valor constante en el coeficiente de fricción está basado en la hipótesis de que la presión en la zona de contacto proyectil-placa va a ser constante. [17] [23] [48]

Por último, y también para que el coste computacional se vea reducido, a la hora de realizar el mallado, se va a dividir la geometría de la placa en tres zonas (ver **Figura 4.1**), siguiendo el método utilizado por Rodríguez-Martínez *et al.* [23], pudiendo distinguir:

- **Zona 1:** De geometría circular, es la zona donde se va a producir el contacto entre el proyectil y la placa. La extensión de dicha zona se va a considerar como dos veces el diámetro del proyectil, ya que, según varias publicaciones [49] [50], es la zona donde se van a producir mayores deformaciones durante el proceso de perforación.
- **Zona 2:** De simetría radial y con una extensión equivalente a 3 veces el diámetro del proyectil. De esta forma, se evita que la propagación de las grietas se produzca de una manera inadecuada.

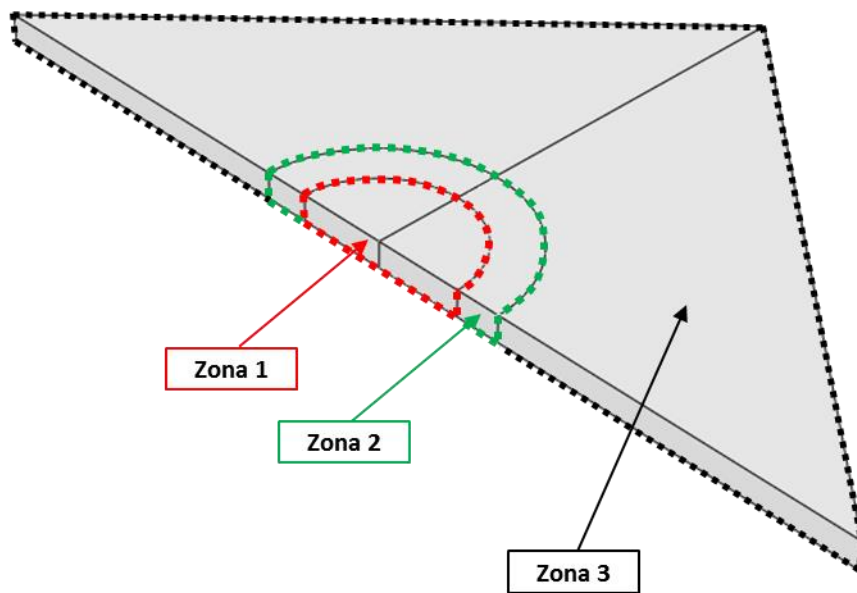


Figura 4.1: Representación en 3-D de las diferentes zonas de mallado

- **Zona 3:** Corresponde con el resto de la placa, en esta zona tanto las deformaciones como las tensiones van a ser menores con respecto a la zona 1 y 2.

La elección de estas divisiones no es casual, ya que, como se ha comentado antes, va a permitir reducir el coste computacional. En la zona 1, al producirse el contacto proyectil-placa, es donde se van a producir mayores deformaciones, por lo que, el número de elementos en dicha zona será mayor, es decir, habrá un mallado más fino. La zona 2 va a ser una zona de transición, en la cual se va a producir deformación pero no en la misma medida que en la zona anterior, por lo que en este caso se optará por un mallado progresivo, de forma que el área colindante con la zona 1 tenga más elementos. En la zona 3, la malla no tiene que ser tan refinada ya que la deformación que va a sufrir va a ser pequeña en comparación con las anteriores.

La elección de un tipo de elemento u otro en cada zona, va a depender del modelo numérico que se esté desarrollando, por lo tanto, esta elección se comentará en secciones posteriores.

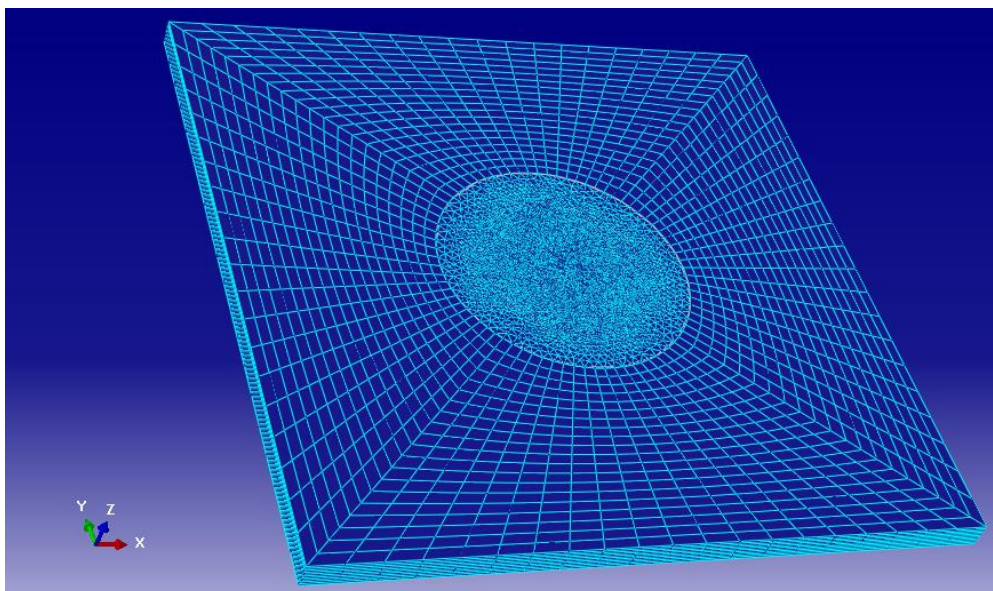
## 4.2 Modelo elementos finitos (FEM)

El uso de elementos continuos lagrangianos ha sido ampliamente utilizado para la simulación de fenómenos de impacto [10] [11] [12] [13] [14] [21] [22] [23]. Es por esta razón por la que se ha omitido entrar en detalle en la formulación que utiliza este método.

Este modelo, sigue la metodología descrita en el trabajo realizado por Vaz-Romero [15] con objeto de elaborar finalmente el modelo que emplea la formulación SPH.

Al ser un modelo que ya ha sido analizado, no se va a entrar en detalles de cómo se ha desarrollado. Lo único que se va a destacar son los cambios respecto al modelo original:

- La placa está constituida por un total de 385.292 elementos.
- A la hora de realizar la discretización de la placa, se ha optado por un mallado más fino y progresivo en las zonas 1 y 2, de tal forma que, según se aproxima a la zona de contacto, el número de elementos se ve incrementado (ver **Figura 4.2**).



*Figura 4.2: Mallado de la placa para el modelo de elementos continuos lagrangianos*

- En las zonas 1 y 2 el tipo de elemento que se ha escogido es C3D10M, en vez de C3D4 y C3D8R respectivamente. Se trata de elementos tetraédricos de segundo orden con control de *hourglass* (rigidez adicional que se proporciona al elemento para que no se produzcan modos de deformación que no causen esfuerzos en los puntos de integración) que se adaptan mejor a problemas en los que se esperan grandes deformaciones. [42]
- A lo largo del espesor se ha elegido un total de 10 elementos.



Este tipo de ensayos provoca grandes deformaciones, lo que conlleva una gran distorsión de los elementos. Para evitar que se produzca una interrupción prematura del análisis, o errores de volumen negativo, cuando se utiliza este método se debe considerar un criterio de fallo, a partir del cual se produzca la eliminación del elemento. En este caso, se considera que el fallo del material va a estar definido por un valor constante de deformación plástica [23] [51] [52]. Dicho valor, se calcula de forma iterativa hasta que los valores de velocidad residual que se obtengan en las simulaciones se asemejen a los obtenidos experimentalmente.

Obviamente, como ya se dijo con anterioridad, la validez física de este método es pequeña; puesto que se determina el valor fijo para la eliminación del elemento *ad hoc*. En cualquier caso, este método ha sido utilizado como una primera aproximación en multitud de ocasiones [10] [11] [12] [13] [14], por lo que se ha considerado útil como primer paso en el presente trabajo.

## 4.3 Smoothed Particle Hydrodynamics

### 4.3.1 Descripción del método

Este método, también denominado SPH, fue introducido por Gingold y Monaghan en 1977 [53] basando su estudio en ideas de Lucy [54]. El uso inicial de este tipo de método se basaba en aplicaciones de astrofísica [55], aunque con el paso del tiempo, se ha aplicado en campos como simulación de fluidos, balística, vulcanología, etc.

Esta englobado dentro de los denominados métodos sin malla (*meshless*, término en inglés), caracterizados por: no necesitar una malla fijada en el espacio para poder conseguir una conectividad entre los nodos, eliminar los problemas en el mallado cuando se producen grandes deformaciones y permitir que el daño, que se pueda producir en un material, crezca en direcciones arbitrarias. En este tipo de métodos, se utilizan una serie de nodos o partículas para discretizar la geometría a analizar, mediante la aproximación a una función o su derivada.

En el método SPH, se utilizan un conjunto de partículas para discretizar la geometría del medio continuo que se quiere simular, para después estudiar la interacción que va a haber entre ellas, de forma que, mediante una función de promediado, se pase de valores puntuales de las variables de interés (velocidad, deformación, tensión, etc.) a valores que correspondan con un campo continuo. De esta forma, se puede discretizar el conjunto de ecuaciones que gobiernan el problema mediante la interpolación directa de las propiedades en el conjunto de partículas que componen el dominio, por tanto, se elimina la necesidad de generar una malla que conecte los nodos, como sucede cuando se utilizan elementos continuos lagrangianos. La esencia del método, no se basa en un conjunto de partículas que chocan entre sí cuando están sometidas a compresión, o que muestran una cohesión cuando son sometidas a tracción, sino que se trata de un método de discretización inteligente de ecuaciones diferenciales parciales continuas.

Dado sus características, el método SPH es un método adecuado para simular situaciones donde se esperan grandes deformaciones y aparezcan superficies libres, como puede ser por ejemplo: explosiones, propagaciones de ondas, impactos a altas velocidades, modelos de fractura, etc. [42] [56]

Como se ha comentado, el método SPH, proporciona soluciones numéricas a problemas en los que se esperan grandes deformaciones. Dichas soluciones se expresan en forma de ecuaciones diferenciales, es decir, una aproximación de los valores de las variables de interés (como pueden ser: velocidad, energía, tensión, etc.) y sus derivadas en cualquier punto. Las ideas claves que se deben seguir para aplicar este método han sido recogidas por Liu y Liu [57] y se muestran a continuación:

1. El dominio del problema se representa como un set de partículas distribuidas arbitrariamente, es decir, sin la definición de una malla espacial.
2. Se utiliza un método de representación integral para aproximar el campo de variables, también denominado *Kernel Approximation* (ver **sección 4.3.1.1**).
3. Una vez obtenida la función de aproximación se ajusta adicionalmente usando las partículas que componen el modelo, también denominado *SPH Particle Approximation* (ver **sección 4.3.1.2**).

4. La aproximación para cada partícula se realiza en cada paso temporal, de forma adaptativa.
5. La aproximación para cada partícula genera un conjunto de ecuaciones diferenciales ordinarias (ODE) en forma discretizada que dependen únicamente del tiempo (Lagrangiana).
6. El conjunto de ecuaciones diferenciales se resuelven utilizando un algoritmo de integración explícito para obtener, de una forma rápida, los valores del campo de variables y partículas en cada paso temporal, así como, una evolución de los mismos.

#### 4.3.1.1 Kernel Approximation

El proceso de interpolación dentro del método SPH se deriva de la representación exacta de una función arbitraria expresada en forma integral de la siguiente manera:

$$f(x) \equiv \int_{\Phi} f(x') \delta(x - x') dx' \quad (4.3)$$

Donde  $f(x)$  es una función arbitraria del vector  $x$ , que está definida en el dominio de integración  $\Phi$ , es decir,  $\Phi$  es el volumen de la integral que contiene al vector  $x$ ; y  $\delta(x - x')$  es la función Delta de Dirac, cuya expresión es:

$$\delta(x - x') = \lim_{\alpha \rightarrow 0} \begin{cases} 0, & \text{si } (x - x') < -\frac{\alpha}{2} \\ \frac{1}{\alpha}, & \text{si } -\frac{\alpha}{2} \leq (x - x') \leq \frac{\alpha}{2} \\ 0, & \text{si } (x - x') > \frac{\alpha}{2} \end{cases} \quad (4.4)$$

La función Delta de Dirac genera una representación exacta de  $f(x)$  debido a que se cumple la siguiente condición:

$$\int_{-\infty}^{\infty} \delta(x - x') dx' = \int_{-\alpha/2}^{\alpha/2} \frac{1}{\alpha} dx' = 1 \quad (4.5)$$

En mecánica computacional, la función Delta de Dirac no puede ser utilizada ya que es infinitesimalmente estrecha, es decir, el dominio de integración  $\Phi$  no se va a solapar con otros puntos materiales. Por tanto, esta función es remplazada por una función Kernel (también denominada Kernel interpolador o función de suavizado)  $W(x - x', h)$ , siendo  $h$  una longitud característica denominada *smoothing length* (este término se explicará con más detalle en secciones posteriores).

Por tanto, la aproximación Kernel a la función de  $f(x)$  queda definida, siguiendo la **ecuación 4.3**, como:

$$\langle f(x) \rangle = \int_{\Phi} f(x') W(x - x', h) dx' \quad (4.6)$$

Ahora, la función arbitraria de  $f(x)$  queda expresada en la ecuación entre corchetes, indicando que se trata de una aproximación y no de una representación exacta. En la literatura existen gran variedad de funciones Kernel, pero todas ellas tienden a la función Delta de Dirac cuando la *smoothing length* tiende a cero.

$$W(x - x', 0) = \delta(x - x') \quad (4.7)$$

La condición anterior se denomina *Delta Function Condition* y está garantizada siempre que se tengan en cuenta otras dos condiciones: la condición denominada *Unity Condition*:

$$\int_{\Phi} W(x - x', h) = 1 \quad (4.8)$$

y la condición denominada *Compact Condition*:

$$W(x - x', h) = 0 \text{ para } x - x' > \zeta h \quad (4.9)$$

lo que significa que la función Kernel debe tener un rango finito, tomando normalmente  $\zeta$  un valor igual a 2. Lo que se espera, es que se cumplan estas condiciones, aunque, esta última no es obligatoria que se cumpla, mientras las otras sí lo hagan. [56]

Como se ha comentado anteriormente, existen en la literatura varias funciones Kernel. En este caso solo se va a centrar la atención en definir la función Cubica B-spline, ya que es la función que ABAQUS tiene implementada por defecto [42] y, por tanto, la que se va a utilizar para el modelo numérico. En el trabajo realizado por Vaz-Romero [15] se exploró la alternativa de utilizar otro tipo de funciones de mayor orden, llegando a la conclusión de que los resultados a nivel cualitativo no mejoraban y se producía un aumento en el coste computacional.

La función Kernel Cúbica B-spline es uno de los ejemplos de Kernel que proporciona una aproximación bastante aceptable. Esta función logra un buen equilibrio entre la función de bajo orden cuadrática y la de alto orden, como es la función Kernel de quinto orden. Este hecho hace que sea una de las más utilizadas para aplicaciones de mecánica computacional.

Dicha función Kernel queda definida de la siguiente forma:

$$W(x - x', h) = \frac{b}{h^N} \begin{cases} 1 - \frac{3}{2}q^2 + \frac{3}{4}q^3, & \text{si } 0 \leq q \leq 1 \\ \frac{1}{4}(2 - q)^3, & \text{si } 1 \leq q \leq 2 \\ 0, & \text{en el resto de casos} \end{cases} \quad (4.10)$$

donde N es el número de dimensiones espaciales y b es una constante normalizada que toma los valores de  $\frac{2}{3}, \frac{10}{7\pi}, \frac{1}{\pi}$  en 1, 2 y 3 dimensiones respectivamente. [56]

#### 4.3.1.2 SPH Particle Approximation

Para explicar este razonamiento, se tiene que partir de la base de cómo obtener la derivada espacial de la función  $f(x)$ , una aproximación para obtenerla, es sustituir  $f(x)$  de la siguiente forma en la **ecuación 4.6**:

$$\left\langle \frac{\partial f(x)}{\partial x} \right\rangle = \int_{\Phi} \frac{\partial f(x')}{\partial x} W(x - x', h) dx' \quad (4.11)$$

Aplicando la regla de integración por partes y considerando que la formulación SPH estándar está sujeta a inconsistencias en los límites del dominio del problema, P (este dominio es diferente al dominio  $\Phi$ , ver **Figura 4.3**).

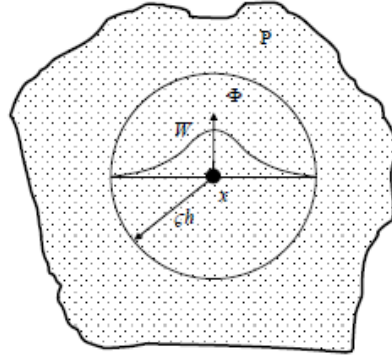


Figura 4.3: Representación del dominio del problema,  $P$ ; y del dominio de integración  $\Phi$  en SPH [56]

La aproximación a la derivada espacial queda simplificada como:

$$\left\langle \frac{\partial f(x)}{\partial x} \right\rangle = - \int_{\Phi} f(x') \frac{\partial W(x-x', h)}{\partial x'} dx' \quad (4.12)$$

Si se sustituye  $\partial f(x)/\partial x$  por  $\nabla_x f(x)$  la **ecuación 4.12** queda de la siguiente forma:

$$\langle \nabla_x f(x) \rangle = - \int_{\Phi} f(x') \nabla_{x'} W(x-x', h) dx' \quad (4.13)$$

Teniendo como base la **ecuación 4.13**, y sabiendo que en el método SPH la función arbitraria  $f(x)$  se calcula para un punto discreto conocido como partícula, se puede realizar la representación continua de la derivada de la función en la partícula sumando la contribución de esta (denominada partícula  $i$ ) y del conjunto de partículas vecinas (denominadas partículas  $j_n$ ) localizadas dentro del dominio  $\Phi$  (ver **Figura 4.4**).

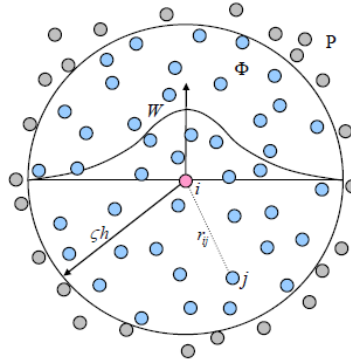


Figura 4.4: Representación del dominio  $\Phi$ , de radio  $h$ , centrado en la partícula  $i$  (partícula en rosa) y que contiene el conjunto de partículas vecinas  $j_n$  (partículas en azul) [56]

El primer paso que se debe realizar es convertir el volumen infinitesimal,  $dx$ , en un volumen finito,  $V_j$ , de una partícula vecina,  $j$ . De esta manera, la integral se transforma en una suma a través de partículas discretas (ver **ecuación 4.14**).

$$\langle \nabla_i f(x_i) \rangle = - \sum_j f(x_j) \nabla_j W(x_i - x_j, h) V_j \quad (4.14)$$

El volumen  $V_j$  está relacionado con la masa de la partícula ( $m_j = V_j \rho_j$ ), donde  $\rho_j$  es la densidad de la partícula vecina.  $W(x_i - x_j, h)$  se puede simplificar por  $W_{ij}$  y, como la función Kernel es simétrica, su derivada será asimétrica, cumpliéndose  $\nabla_j W_{ij} = -\nabla_i W_{ij}$ . Con todo esto, la derivada de la función en la partícula queda de la siguiente forma [56]:

$$\langle \nabla_i f(x_i) \rangle = \sum_j \frac{m_j}{\rho_j} f(x_j) \nabla_i W_{ij} \quad (4.15)$$

#### 4.3.1.3 Expresiones de las ecuaciones de conservación para el método SPH

Las ecuaciones que gobiernan la mecánica de medios continuos están basadas en tres leyes físicas de conservación fundamentales, como son: conservación de masa, energía y momento. Estas ecuaciones pueden ser escritas como un conjunto de ecuaciones diferenciales parciales conocidas como las ecuaciones de Navier-Stokes.

- Conservación de masa:  $\frac{d\rho}{dt} = -\rho \frac{\partial v}{\partial x} \quad (4.16)$

- Conservación del momento:  $\frac{dv}{dt} = \frac{1}{\rho} \frac{\partial \sigma}{\partial x} \quad (4.17)$

- Conservación de la energía:  $\frac{dE}{dt} = \frac{\sigma}{\rho} \frac{\partial v}{\partial x} \quad (4.18)$

Las ecuaciones de conservación que se utilizan en el método SPH derivan de las anteriores aplicando el procedimiento descrito en el apartado anterior (ver **sección 4.3.1.2**). Se ha considerado que no es de importancia, para este trabajo, desglosar el procedimiento para cada una de estas expresiones, por lo que se ha optado por poner su forma final [56].

- Conservación de masa:  $\langle \frac{d\rho_i}{dt} \rangle = \rho_i \sum_j \frac{m_j}{\rho_j} [v_i - v_j] \nabla_i W_{ij} \quad (4.19)$

- Conservación del momento:  $\langle \frac{dv_i}{dt} \rangle = \sum_j m_j \left[ \frac{\sigma_i}{\rho_i^2} + \frac{\sigma_j}{\rho_j^2} \right] \nabla_i W_{ij} \quad (4.20)$

- Conservación de la energía:  $\langle \frac{dE_i}{dt} \rangle = -\frac{\sigma_i}{\rho_i^2} \sum_j m_j [v_i - v_j] \nabla_i W_{ij} \quad (4.21)$

#### 4.3.1.4 Problemas asociados al método

Al igual que sucede con todos los métodos numéricos, el método de SPH presenta una serie de problemas asociados que se muestran a continuación:

- **Inestabilidad a tracción:** cuando las partículas que componen el dominio definido por el SPH están sometidas a tracción, su movimiento se vuelve inestable. Este fenómeno se manifiesta a través de agrupaciones de partículas (ver **Figura 4.5**), que en algunos casos, produce la interrupción prematura de las simulaciones. Una solución que se puede encontrar en la literatura para este problema, es introducir algún tipo de fuerza artificial entre las partículas. [56] [58] [59]

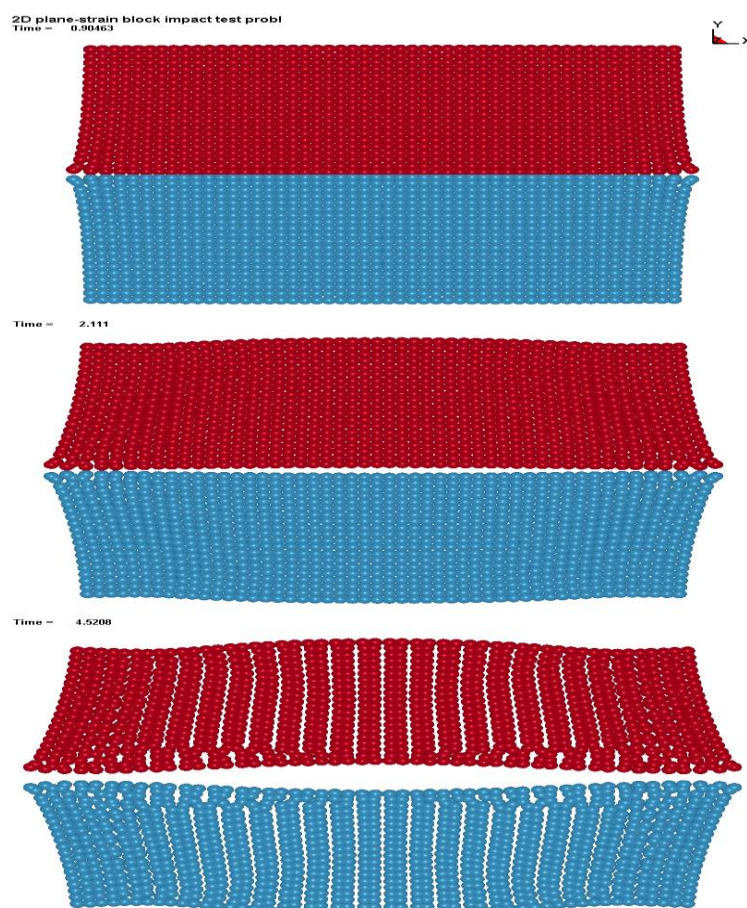


Figura 4.5: Representación de la inestabilidad a tracción en un ensayo de impacto de un bloque en 2D. La inestabilidad a tracción se manifiesta como una acumulación de partículas en la última imagen [56]

- **Fractura numérica:** dos partículas SPH se consideran vecinas cuando la distancia entre ellas es menor que el doble de la *smoothing length*,  $h$  (termino que se explicará en secciones posteriores). Por tanto, todas las partículas que estén dentro del dominio esférico de radio  $2h$  se consideran partículas vecinas a la que se encuentra en el centro del dominio. Este dominio, permanece con geometría esférica (puede ser con radio fijo o radio variable) durante la simulación. Si se da el caso de una deformación anisótropa, es posible, que dos partículas que deberían ser vecinas, se desplacen de tal manera que una no tenga influencia sobre la otra, es decir, la distancia entre ellas sea mayor que  $2h$ . Esto provoca una fractura en la simulación que no debería estar presente en los cálculos (ver **Figura 4.6**).



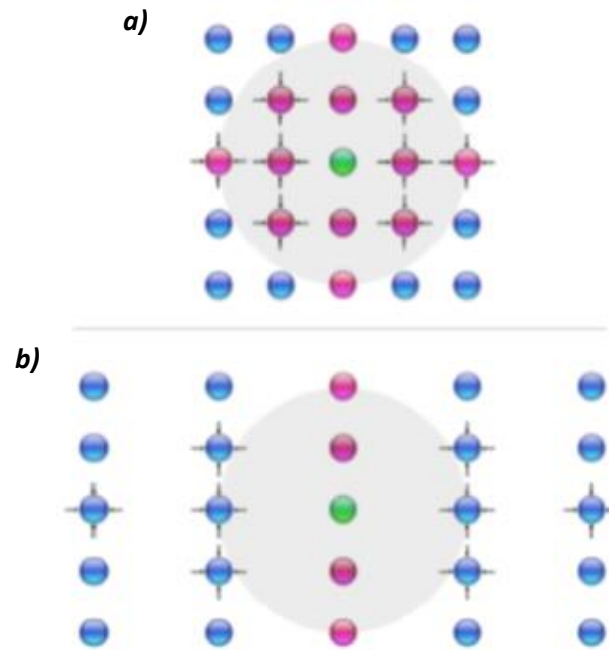


Figura 4.6: Representación de la fractura numérica en SPH. En la imagen a) las partículas rosas son partículas vecinas a la central, mientras que, en b), debido a una deformación anisótropa, las partículas con flechas han dejado de influir sobre la partícula central [56]

Sin la presencia de la inestabilidad a tracción, esta limitación no supondría un problema cuando se tengan velocidades de deformación elevadas. Si la inestabilidad a tracción está presente en la solución, el agrupamiento no físico de partículas puede provocar la aparición prematura de la fractura numérica. [56]

- **Modos de energía cero:** Este tipo de problemas también aparece en el método estándar de elementos finitos. La aparición de los modos de energía cero en SPH es la consecuencia de calcular variables y sus derivadas en las mismas posiciones, es decir, en una partícula SPH. El modo de energía cero se manifiesta como el movimiento no físico de una partícula, es decir, no se ofrece resistencia interna al movimiento. [56]
- Inconsistencias en las condiciones de contorno de Dirichlet, problema mencionado en la **sección 4.3.1.2**. [15] [56]
- Elevado coste computacional comparado con los elementos Lagrangianos. A medida que se incrementa el número de partículas el coste computacional es mayor. [49]
- El método SPH es menos eficiente si se compara con el método FEM cuando se tienen simulaciones donde las deformaciones no son muy grandes. Por tanto, parece lógico aplicar el SPH en zonas donde se generen grandes deformaciones y FEM en el resto, generando un modelo acoplado SPH-FEM. [49]



### 4.3.2 Método SPH en ABAQUS

A la hora de realizar los modelos que requieren de la utilización de partículas SPH, ya sea el modelo donde se convierten elementos finitos a SPH, o bien, el modelo donde se utilizan directamente partículas SPH, se ha utilizado el software ABAQUS/Explicit, como se ha comentado en el resumen de este capítulo.

Hay que tener en cuenta una serie de limitaciones a la hora de realizar las simulaciones en este software:

1. El método SPH como tal no está implementado en ABAQUS/CAE, aunque la formulación correspondiente al método está implementada en el solver del programa, siendo también posible visualizar los resultados en ABAQUS/Viewer.

El software da la opción de generar elementos de masa, guardarlos en el archivo de entrada (es decir, el archivo que genera con extensión .inp) y después editarlo de manera manual, para convertir estos elementos de masa en partículas. Alternativamente, se puede crear una malla con elementos C3D8R (elementos cuadriláteros regulares con integración reducida y control de *hourglass*), escribir un archivo de entrada y después utilizar un Sript para convertir dichos elementos en partículas.

ABAQUS sí que permite definir un modelo con elementos finitos Lagrangianos para después convertirlos en partículas SPH, mediante la elección de elementos tipo C3D8R, C3D6 o C3D4. Las condiciones de contacto, interacciones, cargas y demás datos de interés asociados a los elementos finitos son transferidos en el proceso de conversión a las partículas SPH. Por defecto, se genera una partícula SPH por cada elemento de partida, aunque, este número se puede controlar especificando un número de partículas generado por cada dirección isoparamétrica. En cuanto al proceso de conversión, se debe elegir un criterio [42]:

- **Criterio basado en el tiempo:** El usuario especifica el tiempo en el que los elementos finitos pasan a ser partículas SPH.
- **Criterio basado en la deformación:** Se fija el valor absoluto máximo de la deformación principal, a partir del cual se produce la conversión. Este criterio es el más utilizado cuando se esperan grandes deformaciones.
- **Criterio basado en la tensión:** Es igual que el anterior, pero en este caso se fija el valor absoluto máximo de la tensión principal.
- **Criterio basado en subrutina del usuario:** La conversión de los elementos puede ser controlada, durante el análisis, mediante alguna de las subrutinas que pueden modificar el estado de las variables asociadas a un punto material, como pueden ser las funciones VUSDFLD y VUMAT.

2. Como el método SPH no está implementado en ABAQUS, se ha utilizado el software LS-PrePost para la generación de las partículas SPH. Este software permite obtener un archivo donde quedan reflejadas las coordenadas de las partículas que se buscan. El procedimiento para obtenerlo se comentará a la hora de mostrar el desarrollo del modelo con partículas SPH.
3. Las partículas SPH en ABAQUS/Explicit se denominan PC3D. Se trata de elementos de un solo nodo utilizados para definir partículas en el espacio que modelen una geometría. Incorporan la funcionalidad existente en Abaqus para hacer referencia a las características relacionadas con elementos, tales como: materiales, condiciones iniciales, etc. Los elementos PC3D se definen de manera similar a como se haría con masas puntuales. Para obtener resultados precisos las coordenadas de estos elementos deben quedar distribuidas de la forma más uniforme posible en todas direcciones. [42]
4. No hay control de *hourglass* o control de distorsión para los elementos PC3D, ya que no tienen asociados ni caras ni ejes. [42]
5. Dado que los elementos PC3D son elementos Lagrangianos, sus nodos pueden estar involucrados con otros elementos. Por otro lado, al no tener caras o ejes, no se pueden definir restricciones en superficies que estén definidas mediante partículas. [42]
6. Casos axilsimétricos pueden ser simulados, siempre y cuando, se definan unas condiciones de contorno simétricas y un borde. [42]
7. Las condiciones iniciales que pertenecen a los análisis mecánicos pueden ser usadas en SPH. [42]
8. Cargas nodales concentradas pueden ser aplicadas de manera normal. Cargas gravitatorias son las únicas cargas distribuidas que están permitidas en estos análisis. [42]
9. Cualquiera de los modelos de material existentes en ABAQUS/Explicit puede ser utilizado. [42]
10. ABAQUS/Explicit utiliza una función de interpolación Cúbica B-Spline (formulación explicada en la **sección 4.3.1.1**), aunque, esta función se puede variar para elegir otra. En este caso se utilizará la que viene por defecto. [42]
11. Geometrías modeladas con partículas SPH pueden interaccionar con otros cuerpos discretizados con elementos finitos, siempre que esté definido el contacto. La forma de definir el contacto es la misma que el contacto entre una superficie de nodos (asociada con las partículas) y una superficie basada en elementos (puede referirse a elementos finitos o bien una superficie analítica). Tanto el contacto general, como el contacto por pares, puede ser utilizado, así como, todos los tipos de interacción y formulación disponible para contactos entre nodo-superficie están permitidos, incluso cohesivos. Por defecto, las partículas SPH no forman parte del dominio de contacto.

La zona de influencia de las partículas SPH en el contacto queda definida a través de una longitud característica, por tanto, las partículas se comportan como una esfera de radio igual al radio de la esfera inscrita en un cubo asociado al volumen de la partícula (este concepto se verá en siguientes secciones). [42]

12. La interacción entre diferentes cuerpos modelados con elementos PC3D está permitido, siempre y cuando, ambos cuerpos sean del mismo material. [42]
13. No se puede definir el contacto entre partículas SPH y zonas Eulerianas. [42]
14. Las variables de salida disponibles para los elementos PC3D son las mismas que para elementos continuos. [42]
15. La distribución de masa en un cuerpo definido con partículas SPH es algo diferente si se compara con la distribución que se obtiene con elementos continuos. El volumen de las partículas en un cuerpo siempre es el mismo, lo que provoca que todas tengan la misma masa. Si los nodos no son distribuidos de forma regular, la distribución de masa será algo irregular. [42]
16. Cuerpos definidos con varios materiales no se pueden modelizar utilizando elementos PC3D ya que no interaccionarían entre ellos. [42]

Aunque el método SPH no está implementado en ABAQUS/Explicit, sí que se pueden modificar una serie de parámetros a través del archivo de entrada (.inp) que produzcan una mejora en los resultados. Estos parámetros se muestran a continuación.

#### 4.3.2.1 Cálculo del volumen de una partícula

En la actualidad, no existe capacidad para calcular automáticamente el volumen asociado a cada partícula. Debido a este problema, surge la necesidad de indicar una longitud característica que será utilizada para calcular el volumen y la masa asociada a cada partícula.

Se asume que los nodos (que representan las partículas) están distribuidos de forma uniforme en el espacio y que cada partícula tiene asociado un cubo centrado en ella. Cuando todos los cubos asociados a cada partícula se unan deben llenar, de forma aproximada, el volumen del cuerpo que están simulando.

La longitud característica va a ser la mitad de la longitud del lado del cubo. Desde un punto de vista práctico, una vez se hayan definido los nodos en el espacio, se puede utilizar la mitad de la distancia entre dos partículas contiguas como longitud característica. Existe una tercera opción, que va a ser la que se utilice en este trabajo, que consiste en, si se conoce el volumen asociado a una partícula (se divide el volumen simulado entre el número de elementos PC3D), la mitad de la raíz cúbica de dicho volumen será la longitud característica que se busca. [42]

#### 4.3.2.2 Cálculo de la *Smoothing Length*

Aunque cada partícula, o elemento PC3D, está definido en el modelo como un nodo por elemento, el método SPH calcula la contribución sobre cada elemento de un grupo de partículas que se encuentran dentro de una región de influencia esférica. El radio de esta esfera de influencia es lo que se denomina en la literatura como *smoothing length*. Esta magnitud es independiente de la longitud característica descrita con anterioridad, y gobierna las propiedades de interpolación del método.

Abaqus calcula por defecto el valor de la *smoothing length*. A medida que la deformación progresa, una partícula se puede mover respecto de otra, por tanto, las partículas que inicialmente eran vecinas de otras pueden cambiar, provocando la fractura numérica (ver **sección 4.3.1.4**).

En cada incremento, ABAQUS/Explicit recalcula esta conectividad interna y calcula variables cinemáticas (como pueden ser: deformaciones normales o de cortadura, gradientes de deformación, etc.) basándose en la contribución de la nube de partículas centrada en la partícula de interés.

Al principio del análisis, ABAQUS/Explicit asume que el número de partículas asociadas con un elemento PC3D está entre 30 y 50. De esta forma, calcula el valor de la *smoothing length* y lo mantiene constante durante el análisis. Cabe la posibilidad que el número de partículas asociadas a un elemento se vea incrementado o disminuido, dependiendo si el modelo está siendo sometido a compresión o tracción respectivamente. Si se realiza un ensayo de compresión, el número de partículas asociadas aumentará pudiendo sobrepasar el límite máximo permitido, en cuyo caso el análisis se interrumpiría. Por defecto, el número máximo de partículas asociadas a un elemento es de 140.

Aunque ABAQUS/Explicit calcula por defecto el valor de la *smoothing length*, permite, mediante una serie de opciones a introducir en el archivo de entrada (.inp), controlar la forma de cálculo de dicha dimensión. Estas opciones son [42]:

- Especificar, en unidades de longitud, el valor de la *smoothing length*.
- Escalar esta dimensión mediante el uso de un factor adimensional que la aumente o disminuya.
- Aunque por defecto el valor de la *smoothing length* permanece constante durante el análisis, se puede especificar que sea variable. Esto provocará que aumente o disminuya dependiendo de la divergencia del campo de velocidades (forma de medir el comportamiento a compresión o tracción).
- Se puede modificar el número máximo de partículas asociadas a un elemento. Este valor, por defecto, es de 140. Establecer un número muy elevado provoca que aumente el coste computacional y no se mejoren, de manera significativa, los resultados.

- Se puede especificar un coeficiente de filtrado de velocidad medio, que se utiliza para actualizar las coordenadas modificadas de los elementos PC3D. Un valor de 0 para este coeficiente (valor por defecto) utiliza el método SPH clásico. Un valor diferente provoca que se utilice el método conocido como XSPH. Este método está explicado en la obra realizada por Monaghan. [55]
- Por defecto, la función Kernel del método SPH satisface los requerimientos de orden cero. Una función Kernel de primer orden también está disponible en ABAQUS/Explicit, lo que normalmente se conoce en la literatura como método normalizado de SPH o NSPH.

#### 4.3.2.3 Dominio del SPH

Al principio del análisis el software calcula una región rectangular, dentro de la cual se va a realizar el seguimiento de las partículas. Esta región rectangular, que va a permanecer fija durante el análisis, va a ser un 10% más grande que la mayor dimensión del modelo, y va a estar centrada en el centro geométrico del mismo. A medida que se avanza en el análisis, si un elemento sale fuera de esta zona, se comportará como una partícula libre que no contribuirá a los cálculos. Si por algún casual, la partícula volviese a entrar en la zona de influencia, se incluiría de nuevo en los cálculos.

Las dimensiones del dominio pueden ser modificadas especificando, mediante coordenadas en el archivo de entrada (*.inp*), las dos esquinas opuestas del rectángulo (superior derecha e inferior izquierda). [42]

## 4.4 Modelo de conversión de elementos finitos (FEM) a partículas SPH

Al igual que se ha comentado con el modelo de elementos finitos continuos (ver **sección 4.2**), este modelo ha sido desarrollado, siguiendo el trabajo realizado por Vaz-Romero [15], para mostrar una evolución hasta llegar al modelo final, donde se utilizan partículas SPH como tal en la zona de contacto placa-proyectil. Por lo tanto, no se va a entrar en detalles en el desarrollo del mismo.

La diferencia entre este modelo, y el modelo FEM, se encuentra en la elección del tipo de elemento en la zona 1 de la placa (ver **Figura 4.1**). En esta zona, y para este modelo, se eligen elementos tipo C3D4 (elementos tetraédricos de 4 nodos [42]) que permiten activar la conversión a partículas SPH.

Uno de los problemas que tiene asociado el método SPH, es el elevado coste computacional (ver **sección 4.3.1.4**) a medida que se aumentan el número de partículas utilizadas. Utilizando este modelo se consigue reducir, en cierta medida, este problema; ya que se reduce el número de partículas SPH [49]. A pesar de ello, puesto que Abaqus genera por defecto una partícula por elemento [42], el número total de partículas una vez se haya efectuado la conversión es elevado, se tienen un total de 322.312 elementos del tipo C3D4, por lo tanto, el mismo número de partículas SPH (número bastante elevado que afectará de manera muy pronunciada al tiempo computacional).

Como se ha comentado en la **sección 4.3.2**, se ha de elegir un criterio de conversión de elementos FEM a partículas SPH, que en este caso, será el criterio basado en la deformación. Dicho criterio es el más utilizado en casos donde los elementos finitos proporcionan buenos resultados y se esperan grandes deformaciones en algunos puntos de la geometría [42]. El valor absoluto máximo de la deformación principal, a partir del cual se va a producir la conversión, se obtiene mediante un proceso iterativo, hasta conseguir que las velocidades residuales en las simulaciones se aproximen a las obtenidas experimentalmente.

## 4.5 Modelo SPH

Como se ha ido comentando a lo largo de este documento, el objetivo es el desarrollo de un modelo numérico, utilizando la formulación SPH, que simule ensayos de impacto-perforación. Es por este motivo, por el que se va a exponer de una manera más detallada el proceso seguido para la obtención del mismo.

En primer lugar, hay que destacar que tanto las dimensiones de la placa, como la de los proyectiles (ver **capítulo 3**), no se han visto modificadas. Sin embargo, uno de los aspectos importantes en este modelo, es que se ha eliminado la zona 1 de la placa (ver **sección 4.1.1**), como se puede ver en la **Figura 4.7**. Esta parte de la geometría se elimina, ya que es la zona de contacto proyectil-placa, y por tanto, donde se esperan mayores deformaciones. Es este razonamiento, el que conduce a implementar, con la ayuda del software LS-PrePost y mediante la modificación del archivo de entrada (.inp), las partículas SPH.

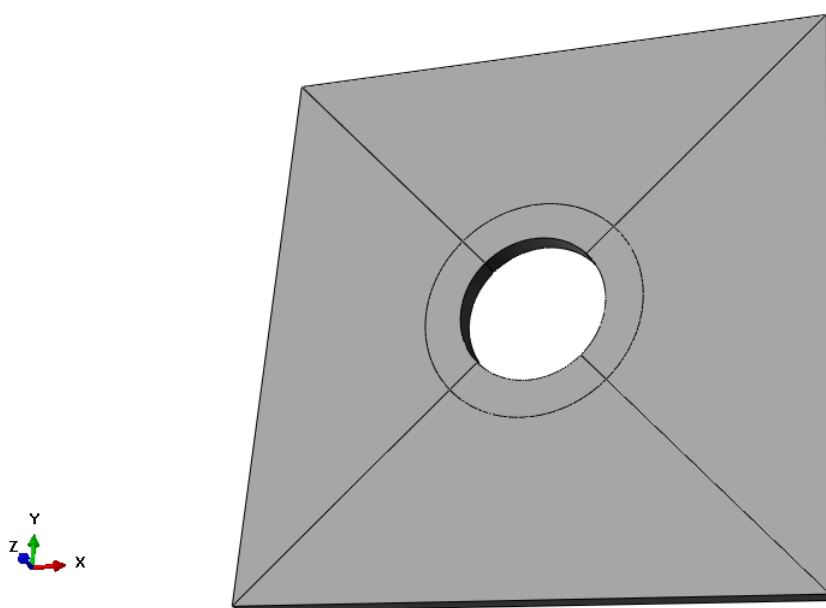


Figura 4.7: Geometría de la placa para el modelo SPH

Con respecto al modelo de material utilizado, propiedades de materiales, colocación del proyectil respecto a la placa y condiciones de contorno (velocidad del proyectil, temperatura, anclado de la placa, etc.) se va a seguir lo citado en la **sección 4.1.1**.

A la hora de generar el *Step* (forma de definir el análisis en Abaqus) se tiene que seleccionar la opción proporcionada por ABAQUS/Explicit: *Dynamic, Explicit* (este tipo de análisis es computacionalmente más eficiente para el análisis de modelos grandes con tiempos de respuesta dinámico cortos). Tras esta elección, se debe activar la casilla *Nonlinear Geometry: ON* (proporciona un mejor análisis para grandes deformaciones) y se puede introducir parámetros, como por ejemplo, el tiempo de análisis. [42]

Para definir la interacción que se va a producir entre el proyectil y la placa, se van a generar unas propiedades de contacto normal y tangencial, de tal forma que, en el contacto tangencial se asigna un coeficiente de fricción de valor 0,1 (ver **sección 4.1.1**).

En el mallado (ver **Figura 4.8**) es donde se van a encontrar las principales diferencias con respecto a los modelos anteriores. Por ello, se va a analizar cada zona de mallado por separado, teniendo en cuenta que el número de elementos a lo largo del espesor va a ser constante y de valor 10.

- **Zona 1:** Es la zona donde se esperan mayores deformaciones, ya que, es la zona de contacto proyectil-placa. Por lo tanto, es aquí donde se van a ubicar los elementos PC3D. Como se ha explicado en la **sección 4.3.2**, el método SPH como tal no está implementado en ABAQUS/Explicit [42]. Por lo tanto, para generar los elementos PC3D se va a utilizar el software LS-PrePost. Para la creación de las partículas SPH con este software se necesita saber: coordenadas del centro de la placa, espesor de la placa, radio de la zona donde se van a colocar las partículas (en este caso corresponde con el diámetro del proyectil), número de partículas en cada eje, densidad del material que se está utilizando y nodo a partir del cual comienza a generar las partículas SPH, es decir, primero se ha de mallar el resto de zonas para obtener el número de nodos que componen el resto de la geometría.

Una vez se han introducido estos datos, se genera un archivo donde se puede encontrar las coordenadas asociadas a los nodos de las partículas SPH. El último paso, es introducir las coordenadas de los nodos en el archivo de entrada (.inp) y, como los elementos PC3D son elementos de un solo nodo, asignar a cada nodo un elemento de este tipo.

- **Zona 2:** En esta zona se ha optado por un mallado no estructurado, con elementos del tipo C3D4 (elementos tetraédricos de 4 nodos) que permiten la conversión de elementos finitos a partículas SPH [42]. El número total de elementos es 30.905 para esta zona.

Se ha elegido este tipo, debido a que se trata de una zona de transición, donde, dependiendo de las condiciones de impacto, se pueden generar grandes deformaciones. El criterio de conversión que se ha elegido es el que se basa en la deformación, eligiendo un valor umbral de 0,95 (este valor es más bien representativo, ya que, como se verá posteriormente, con las condiciones de impacto que se tienen, no se va a producir la conversión a partículas SPH).

El tamaño de los elementos en esta zona se va a ver reducido, es decir, se opta por un mallado más fino, debido a que es una zona influenciada aun por el impacto.

- **Zona 3:** Discretizada mediante un mallado estructurado con elementos del tipo C3D8R (elementos cuadriláteros regulares con integración reducida y control de *hourglass* [42]) con un total de 18.000 elementos.

Al tratarse de una zona alejada de la zona de impacto, el tamaño de los elementos, así como la disposición de los mismos, no se considera relevante a la hora de buscar una precisión en los resultados.



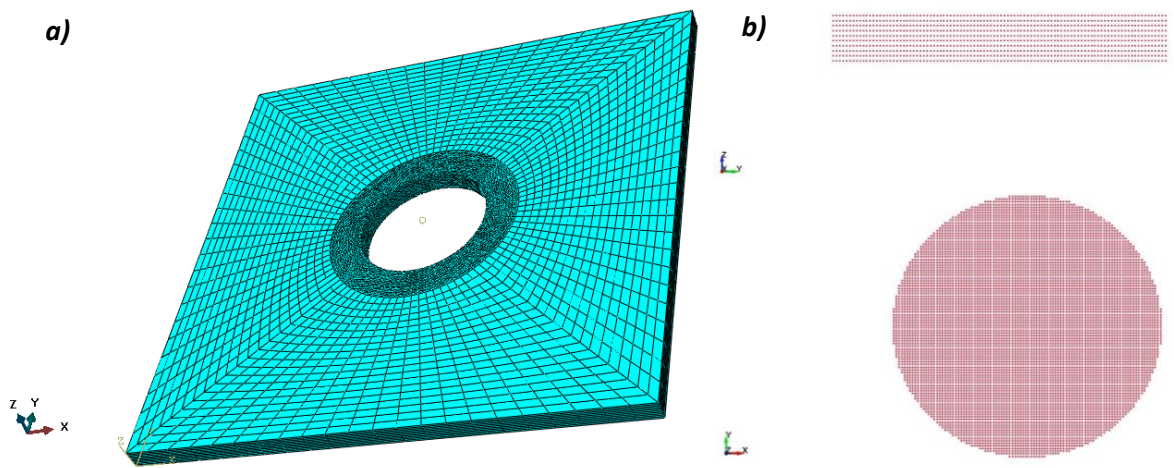


Figura 4.8: Detalle del mallado del modelo SPH con elementos finitos continuos [a)] y partículas SPH [b)]

Dicho esto, se han considerado dos modelos en los que se ha variado el número de partículas SPH en la zona 1 de la placa, ver **Figura 4.1**. Como se ha ido comentando, con el software LS-PrePost se puede modificar el número de partículas según cada eje de coordenadas, por tanto, en la **Tabla 4.2**, se muestran los dos modelos en función del número de partículas escogido para cada eje.

Modelo	Eje X	Eje Y	Eje Z	Nº Partículas
A	100	100	10	78.600
B	50	50	10	19.760

Tabla 4.2: Modelos desarrollados en función del número de partículas en cada eje de coordenadas

Por último, y como se ha comentado en la **sección 4.3.2**, la interacción entre los elementos PC3D y los elementos finitos se debe definir mediante un contacto entre una superficie de nodos (asociado a las partículas SPH que forman la cara exterior del cilindro) y una superficie de elementos (asociado a los elementos finitos continuos que están en contacto con las partículas SPH).

## 5. Análisis de resultados

### Resumen del capítulo

**E**n el presente capítulo, se van a mostrar los resultados obtenidos para el conjunto de simulaciones que se han llevado a cabo, utilizando diversos proyectiles y materiales. Se va a mostrar una evolución en los modelos numéricos que han sido desarrollados, partiendo del modelo de elementos finitos, continuando con el modelo de conversión de elementos finitos a partículas SPH, y por último, el modelo numérico objetivo, como es el de partículas SPH. Con las simulaciones, lo que se consigue analizar son variables que no se pueden obtener de forma experimental, como puede ser la absorción de energía. Esta va a ser una de las variables de interés en el análisis de los resultados, así como, velocidades residuales en los proyectiles, límites balísticos o mecanismos de fallo en la placa.

## 5.1 Modelo elementos finitos (FEM)

Como este modelo no es el foco de atención del presente trabajo, solo se ha realizado la simulación con el proyectil de cabeza cónica y utilizando la aleación 6082-T6 para la placa.

En la **Tabla 5.1** se muestra el valor de deformación de fallo obtenido, de forma iterativa hasta obtener resultados similares a los experimentales, en cuanto a velocidades se refiere, para estas condiciones.

Proyectil	Material	Deformación de fallo
Cónico	AA6082-T6	1,15

Tabla 5.1: Valor de deformación de fallo para modelo FEM, proyectil cónico y AA6082-T6

El valor de deformación de fallo que se obtiene es muy superior al obtenido por Vaz-Romero en su trabajo [15]. Esto demuestra la necesidad de recurrir, bien a otros métodos que permitan calcular de forma independiente al modelo numérico la deformación de fallo del material (vía experimental); o bien generar un modelo numérico en el que no sea necesario implementar la erosión del elemento. Esta es la principal motivación de recurrir a un modelo con partículas SPH.

Con las estimaciones realizadas, en la **Figura 5.1**, se muestra una comparación entre los resultados experimentales y los obtenidos en las simulaciones, de velocidad residual frente a velocidad de impacto.

Por otro lado, en la **Figura 5.2**, se muestra el modo de fallo obtenido en las simulaciones (para facilitar la visualización de los resultados se ha optado por eliminar parte de la geometría de la placa).

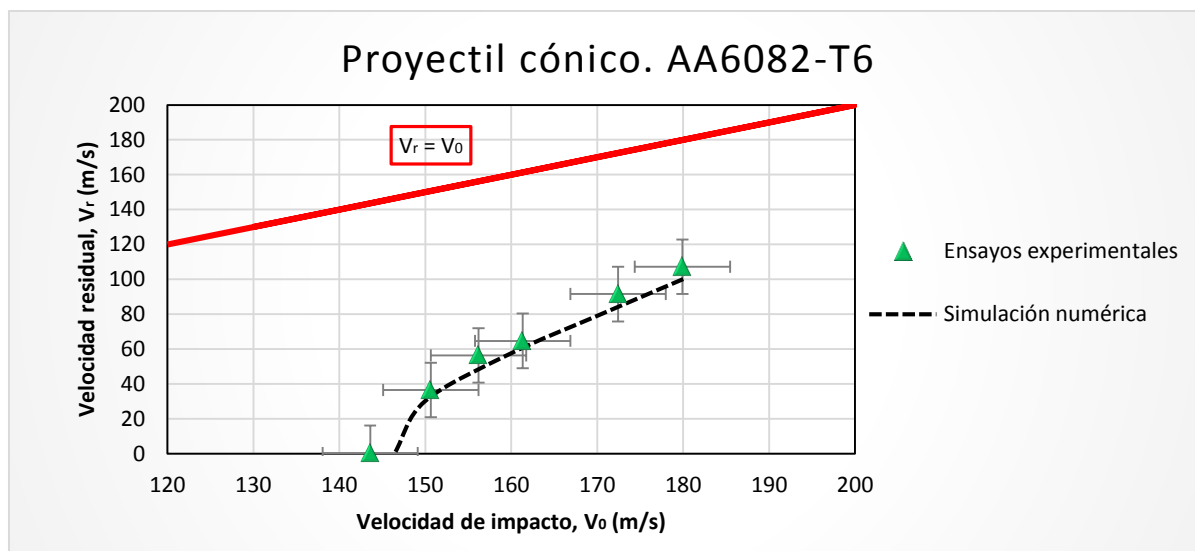


Figura 5.1:  $V_r - V_0$  para el modelo FEM, proyectil cónico y AA6082-T6

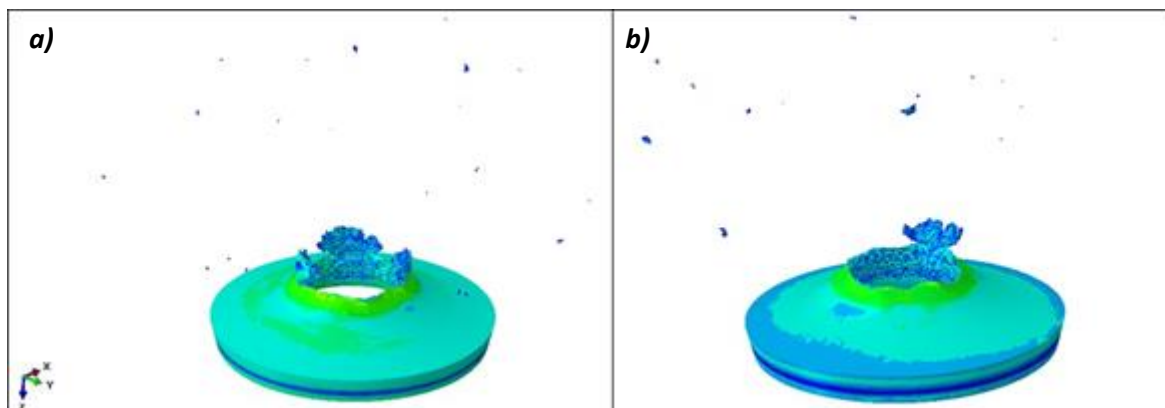


Figura 5.2: Modo de fallo para modelo FEM, proyectil cónico y AA6082-T6. A)  $V_0 = 150$  m/s y b)  $V_0 = 170$  m/s

Es obvio que los resultados, en cuanto a velocidades se refiere, se adecuan a lo que se está buscando, ya que el valor de deformación de fallo se establece cuando los valores de velocidad residual en las simulaciones se aproximan a lo obtenido de forma experimental.

En cuanto al modo de fallo, si se compara con la **Figura 3.6**, se puede observar que se reproduce, de una manera bastante cercana, lo esperado. La aleación 6082-T6 se caracteriza por tener una baja ductilidad, esto provoca que no se formen pétalos y que una nube de fragmentos salga despedida de la placa [15] [39]. En la **Figura 5.2** se puede observar este fenómeno. También hay que tener en cuenta, que según se aumente la velocidad de impacto, los elementos van a sufrir mayores deformaciones, y por tanto, al haber adoptado por un criterio de eliminación o erosión, van a ir desapareciendo del análisis y del modo de fallo de la placa.

## 5.2 Modelo de conversión de elementos finitos (FEM) a partículas SPH

Como se ha comentado en la **sección 4.4** el número de elementos C3D4, que se ha utilizado para discretizar la zona de contacto proyectil-placa, y por tanto, el número de partículas que se podrán obtener tras la conversión, es muy elevado (322.312 elementos). Esto va a provocar que el coste computacional asociado se vea incrementado de manera considerable.

Tanto es así, que para el caso de proyectil de cabeza cónica con una velocidad de impacto igual a 180 m/s, utilizando el material AA6082-T6, el tiempo computacional se ve incrementado al triple si se compara con el modelo de elementos finitos.

Es por esta razón, y ya que este modelo no es el modelo objetivo, por el que se ha decidido no continuar con estas simulaciones, y por lo tanto, no mostrar resultados asociados a este modelo de conversión de elementos finitos a partículas SPH.

## 5.3 Modelo SPH

El primer punto que se ha de tener en cuenta en este modelo, si se quieren conseguir unos resultados coherentes, es introducir de manera correcta la longitud característica definida en la **sección 4.3.2.1**, es decir, tiene que quedar definida como la mitad de la raíz cúbica del volumen de una partícula SPH [42].

El no introducir de forma correcta esta magnitud induce a que los resultados sean muy diferentes a los que se busca inicialmente.

### 5.3.1 Análisis de velocidades

En esta sección, se va a realizar, en primer lugar, una comparación de los dos modelos de partículas SPH desarrollados (ver **Tabla 4.2**) en cuanto a velocidades residuales obtenidas, en función de la velocidad de impacto del proyectil, se refiere.

Para esta comparación se ha optado por utilizar los casos de proyectiles extremos, es decir, los que provocan condiciones más desfavorables en cuanto a modo de fallo, como son el proyectil de cabeza cónica (que por norma general, va a provocar la aparición de pétalos en la placa [15] [39]) y cabeza plana (generará la expulsión de un tapón de material cuando atraviese la placa [15] [39]). En cuanto a materiales, se han utilizado las aleaciones de aluminio 6082-T6 y 5754-H111, para analizar si los modelos desarrollados se ajustan adecuadamente al cambio de material.

En la **Figura 5.3**, se muestra un esquema de las simulaciones llevadas a cabo para realizar la comparación.

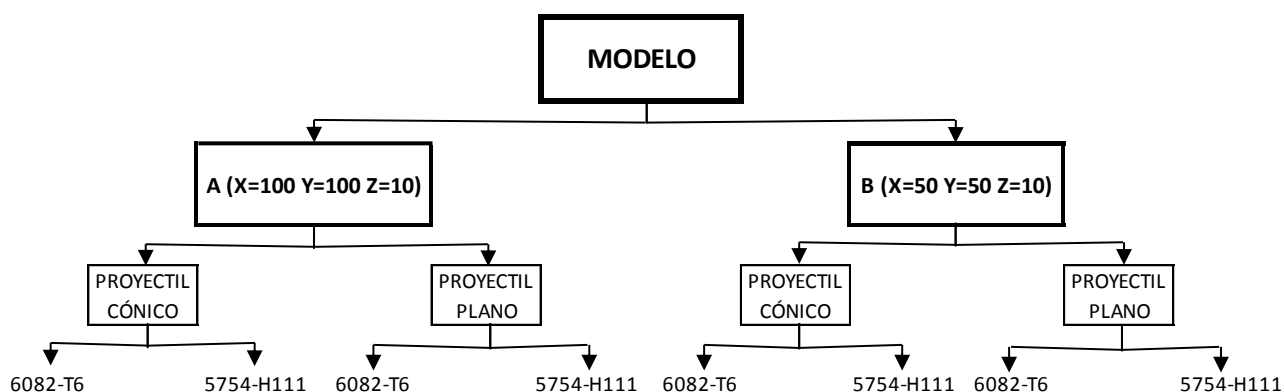


Figura 5.3: Esquema de simulaciones llevadas a cabo en los modelos A y B

De la **Figura 5.4** a la **Figura 5.7** se muestran los resultados de velocidades residuales, frente a velocidades de impacto, para los proyectiles y materiales elegidos.

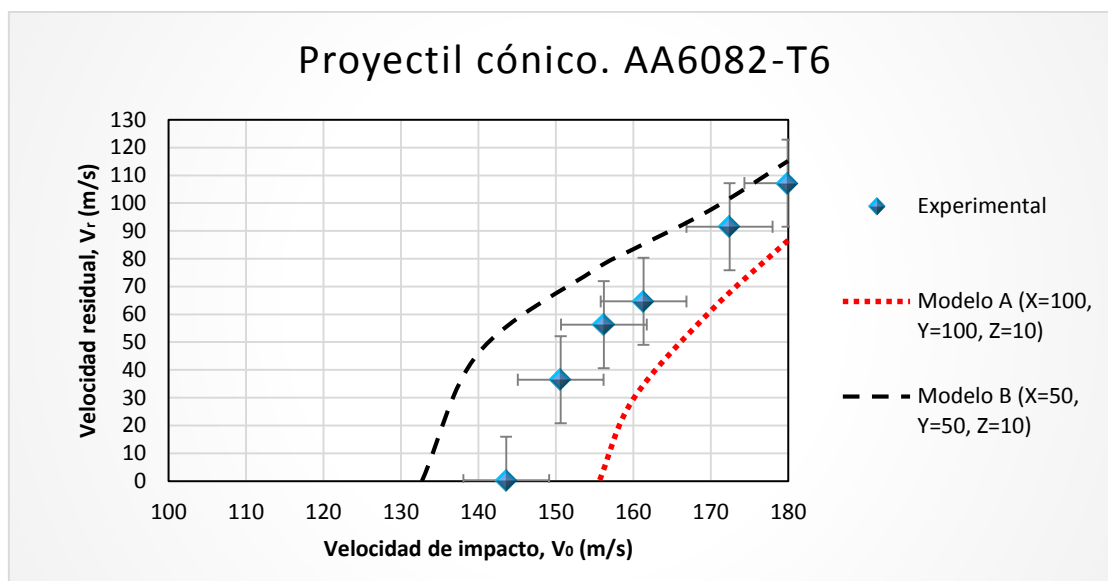


Figura 5.4: Comparación curvas  $V_r$ - $V_0$  experimental y numérico (modelos A y B) para proyectil de cabeza cónica y material AA6082-T6

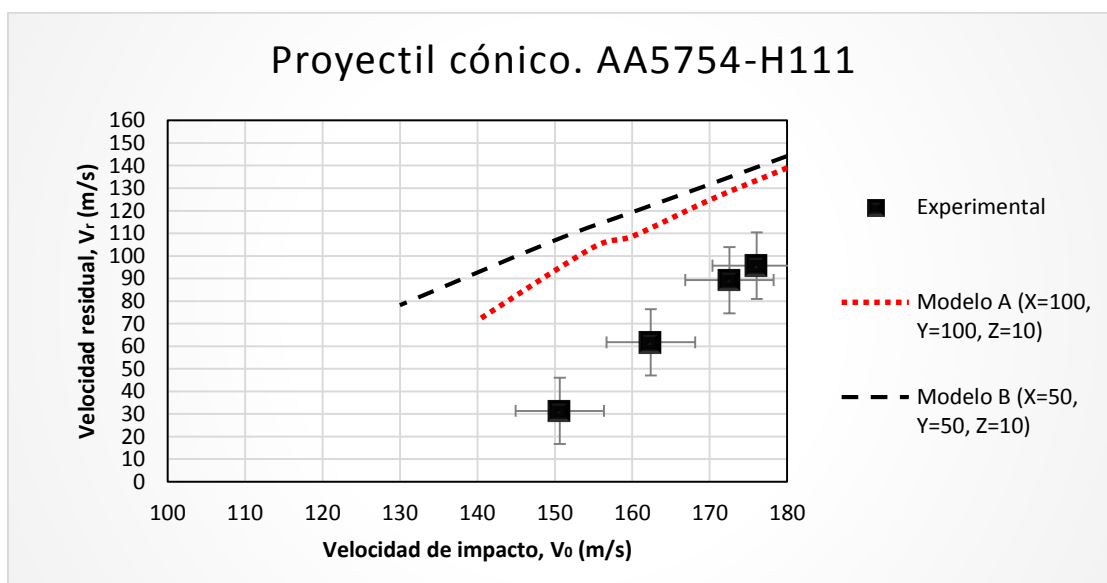


Figura 5.5: Comparación curvas  $V_r$ - $V_0$  experimental y numérico (modelos A y B) para proyectil de cabeza cónica y material AA5754-H111

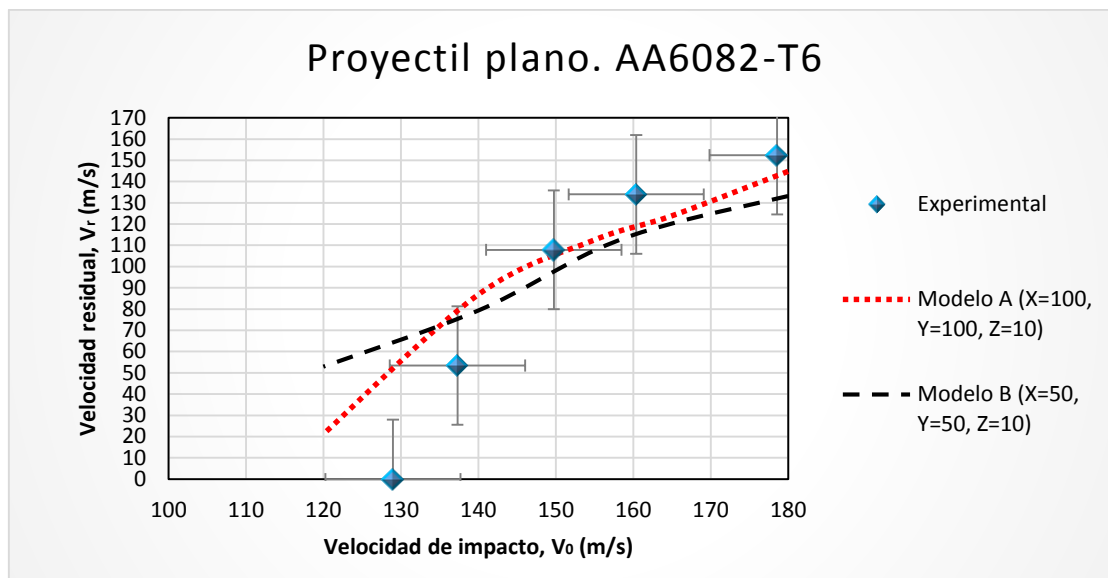


Figura 5.6: Comparación curvas  $V_r$ - $V_0$  experimental y numérico (modelos A y B) para proyectil de cabeza plana y material AA6082-T6

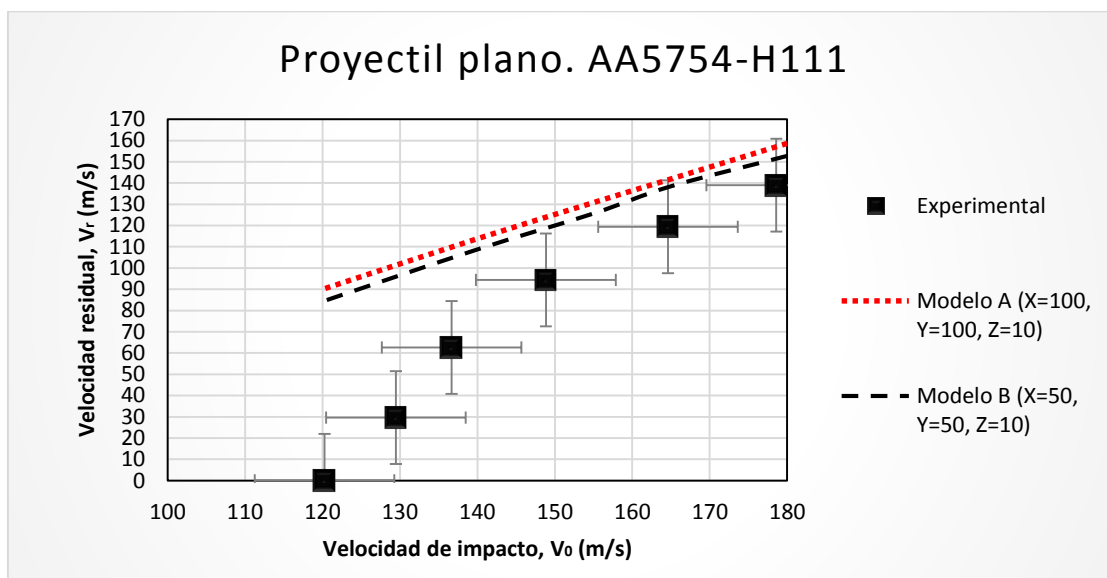


Figura 5.7: Comparación curvas  $V_r$ - $V_0$  experimental y numérico (modelos A y B) para proyectil de cabeza plana y material AA5754-H111

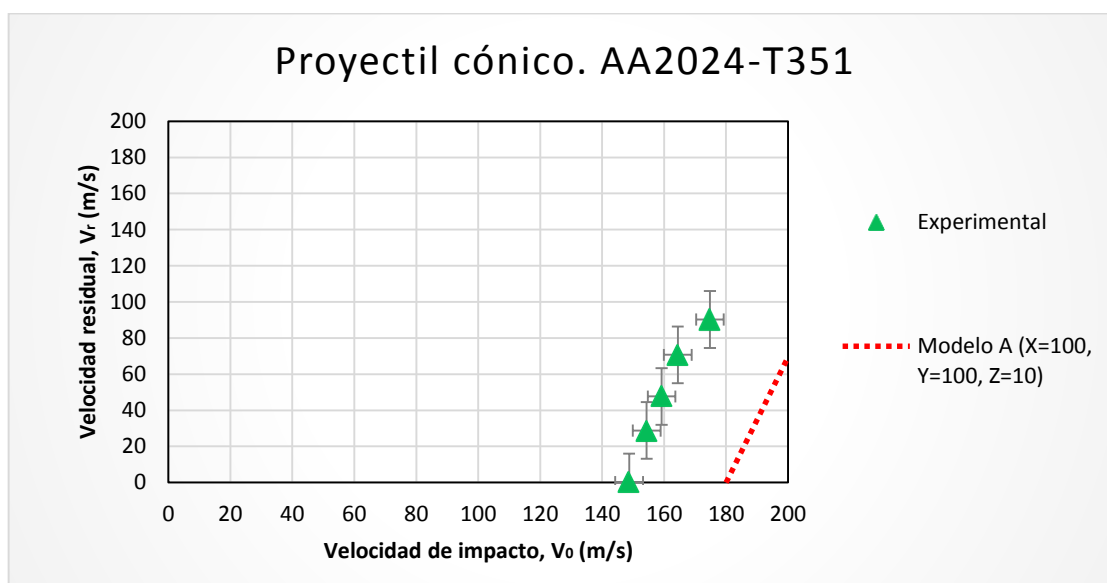
Como se puede observar en el conjunto de gráficas mostradas, es el modelo A (el que tiene mayor número de partículas en la zona de contacto proyectil-placa, y por tanto, donde se esperan mayores deformaciones) el que muestra unos resultados más acordes, en la mayoría de los casos, a lo obtenido experimentalmente.

El modelo B, para el conjunto de simulaciones lanzadas a velocidades elevadas, tiene un ajuste bastante bueno a los datos experimentales, excepto para el caso de proyectil de cabeza cónica y material AA5754-H111 (ver **Figura 5.5**). Sin embargo, no funciona correctamente cuando la velocidad de impacto va disminuyendo, produciéndose un distanciamiento cada vez mayor entre los resultados. Es por este motivo por el que se ha elegido el modelo A como modelo de análisis.

En vista de los resultados numéricos obtenidos mediante el uso del modelo A y para el material AA6082-T6 (ver **Figura 5.4** y **Figura 5.6**), se puede afirmar que como cabía esperar, el comportamiento del modelo es más preciso cuando la cabeza del proyectil es plana. Este efecto ya se ha comprobado con anterioridad en la literatura. En el caso del proyectil cónico, existen mayores diferencias entre los resultados experimentales (que ya conllevan una carga de error elevada) y los resultados numéricos. No obstante, a pesar de estas diferencias, la ventaja de evitar definir un criterio de erosión puede ser elevada en determinadas circunstancias.

En cuanto al cambio de material, es decir, cuando se utiliza la aleación 5754-H111, se puede observar, que para el proyectil de cabeza cónica, los resultados obtenidos son muy dispares a lo esperado para el régimen de velocidades simuladas. Para el proyectil de cabeza plana, a velocidades elevadas (por encima de 150 m/s aproximadamente) la velocidad residual obtenida en la simulación está dentro del rango de error de los datos experimentales, por el contrario, cuando la velocidad de impacto está por debajo del límite mencionado, la disparidad en los resultados es muy grande. Por lo tanto, se puede concluir que el modelo numérico se ajusta a los datos experimentales en cuanto a velocidades se refiere cuando se utiliza la aleación 6082-T6, mientras que, cuando se realiza el cambio de material al AA5754-H111 los resultados obtenidos no son tan buenos como los anteriores.

Para apoyar este razonamiento, se han realizado también simulaciones con la aleación de aluminio 2024-T351, para los proyectiles de cabeza cónica, en un rango de velocidades entre 160 y 200 m/s, y cabeza plana, en un rango entre 140 y 180 m/s (ver **Figura 5.8** y **Figura 5.9** respectivamente).



*Figura 5.8: Comparación curvas  $V_r$ - $V_0$  experimental y modelo numérico A para proyectil de cabeza cónica y material AA2024-T351*



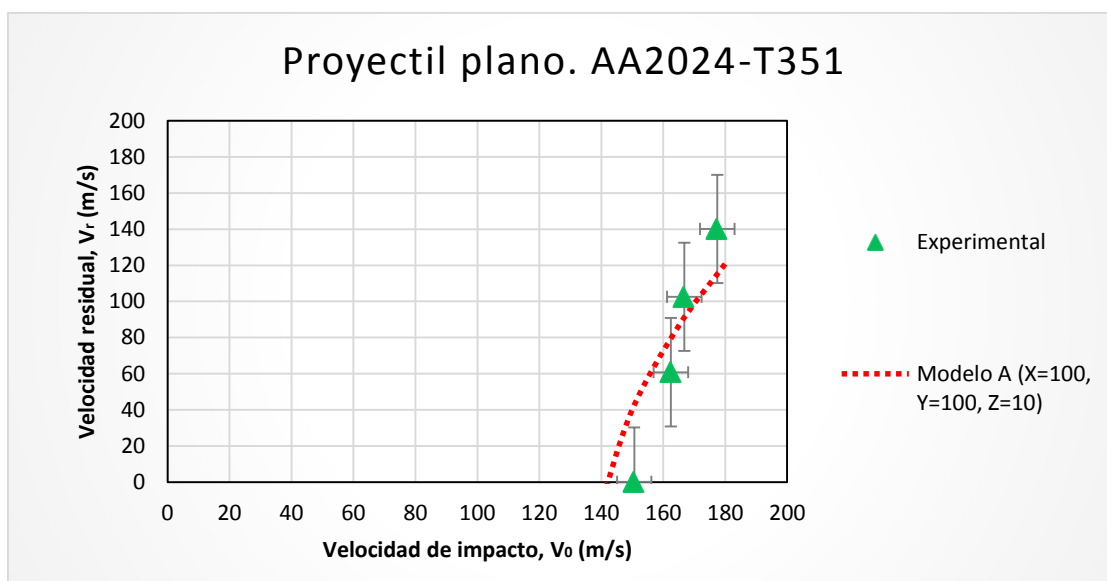


Figura 5.9: Comparación curvas  $V_r$ - $V_0$  experimental y modelo numérico A para proyectil de cabeza plana y material AA2024-T351

Como se puede observar, la conclusión que se puede sacar de los resultados obtenidos para el material AA2024-T351, es la misma que la comentada para el material AA5754-H111.

El análisis de los límites balísticos se resume que en ninguno de los casos simulados se consigue que dichos valores se ajusten a los obtenidos experimentalmente (ver **Tabla 3.1** para proyectil de cabeza cónica y **Tabla 3.3** para proyectil de cabeza plana). En algunas de las simulaciones se ha conseguido obtener este valor, como por ejemplo, en el caso de proyectil de cabeza cónica y material AA6082-T6 (ver **Figura 5.4**), donde se obtiene un límite balístico de 155,62 m/s, mientras que en otros casos, se ve claramente que la tendencia de las simulaciones indica que el límite balístico está muy por debajo de lo esperado, como por ejemplo, caso de proyectil de cabeza plana y aleación 6082-T6 (ver **Figura 5.6**).

#### 5.3.1.1 Modificación de los parámetros de cálculo de la *Smoothing Length*

Como se ha explicado en la **sección 4.3.2.2** de este documento, ABAQUS/Explicit calcula de manera automática el valor de esta longitud, aunque, permite controlar la manera de cálculo mediante la modificación de una serie de parámetros [42].

El conjunto de simulaciones se inició con el proyectil de cabeza cónica y material AA6082-T6. Al ver que los resultados no se adecuaban al 100% a lo buscado, se optó por modificar estos parámetros, para comprobar si ejercían una influencia sobre los datos finales.

Las opciones que se han barajado son:

- Escalación de la *smoothing length* – se han elegido los valores de 2 y 0,2 para obtener longitudes más pequeñas y grandes respectivamente.
- Dimensión de la *smoothing length* variable – por defecto Abaqus mantiene constante esta magnitud.
- Variación del número de partículas vecinas – En este caso se ha optado por reducir el número de partículas vecinas a un valor de 80, por defecto son 140.

Esta variación de parámetros provoca que el coste computacional aumente ligeramente sin producir modificación alguna en los resultados. Por lo tanto, la variación en la forma de cálculo de esta longitud queda descartada para realizar las simulaciones.

### 5.3.2 Modos de fallo en la placa

En esta sección se van a analizar, siempre utilizando el modelo A (ver **Tabla 4.2**), los modos de fallo observados en las simulaciones con respecto a los experimentales. Para realizar una mejor explicación de los resultados, se ha optado por dividir los casos realizados por tipo de proyectil, es decir, primero se explicará el modo de fallo producido por el proyectil de cabeza cónica, para posteriormente, mostrar el provocado por el proyectil de cabeza plana.

#### 5.3.2.1 Proyectil de cabeza cónica

Los resultados se van a mostrar en función de la aleación de aluminio utilizada:

- **AA6082-T6:** En la **Figura 5.10**, se muestra el estado final de la placa, tanto para los casos experimentales, como para diversos casos simulados.

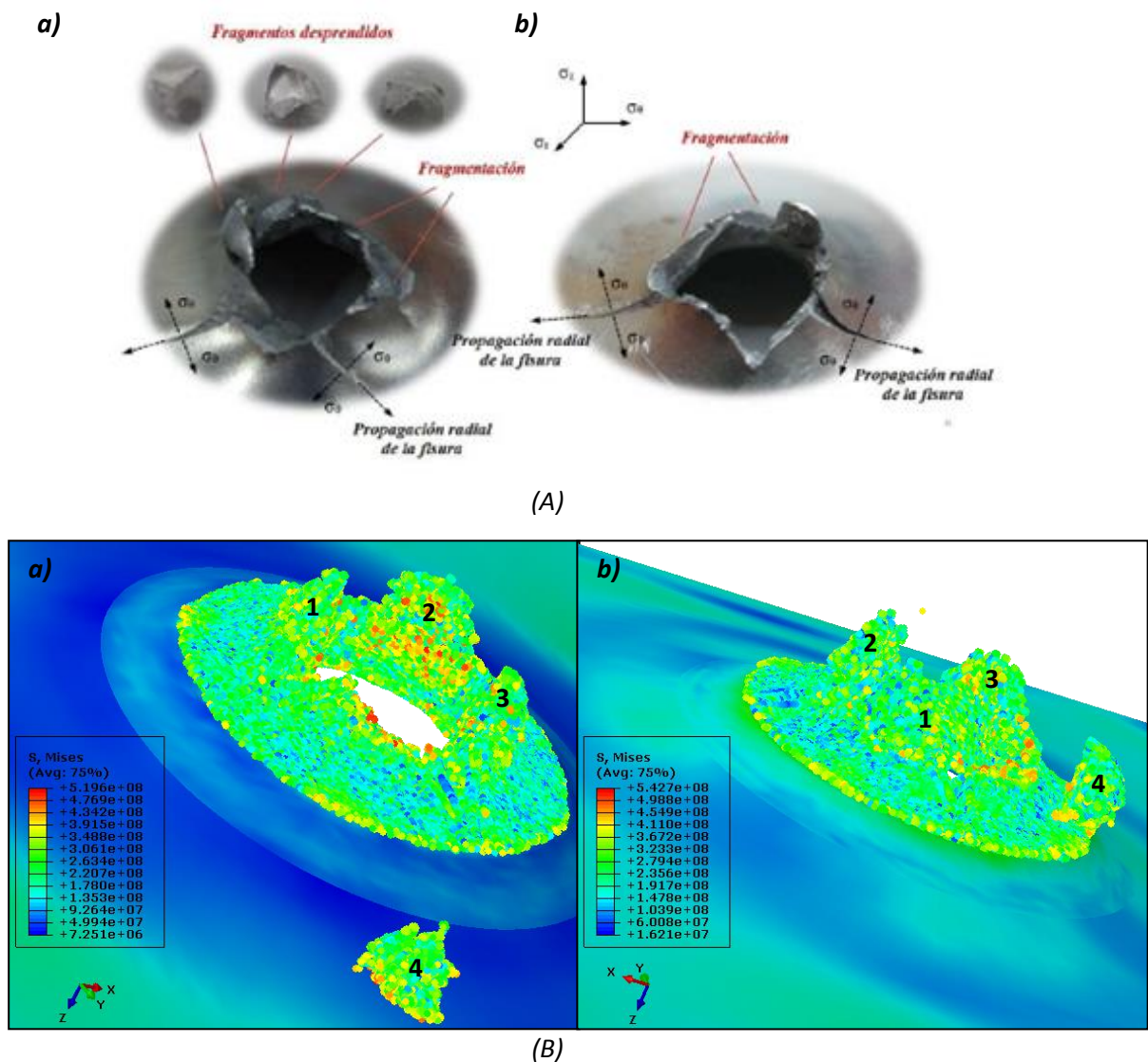
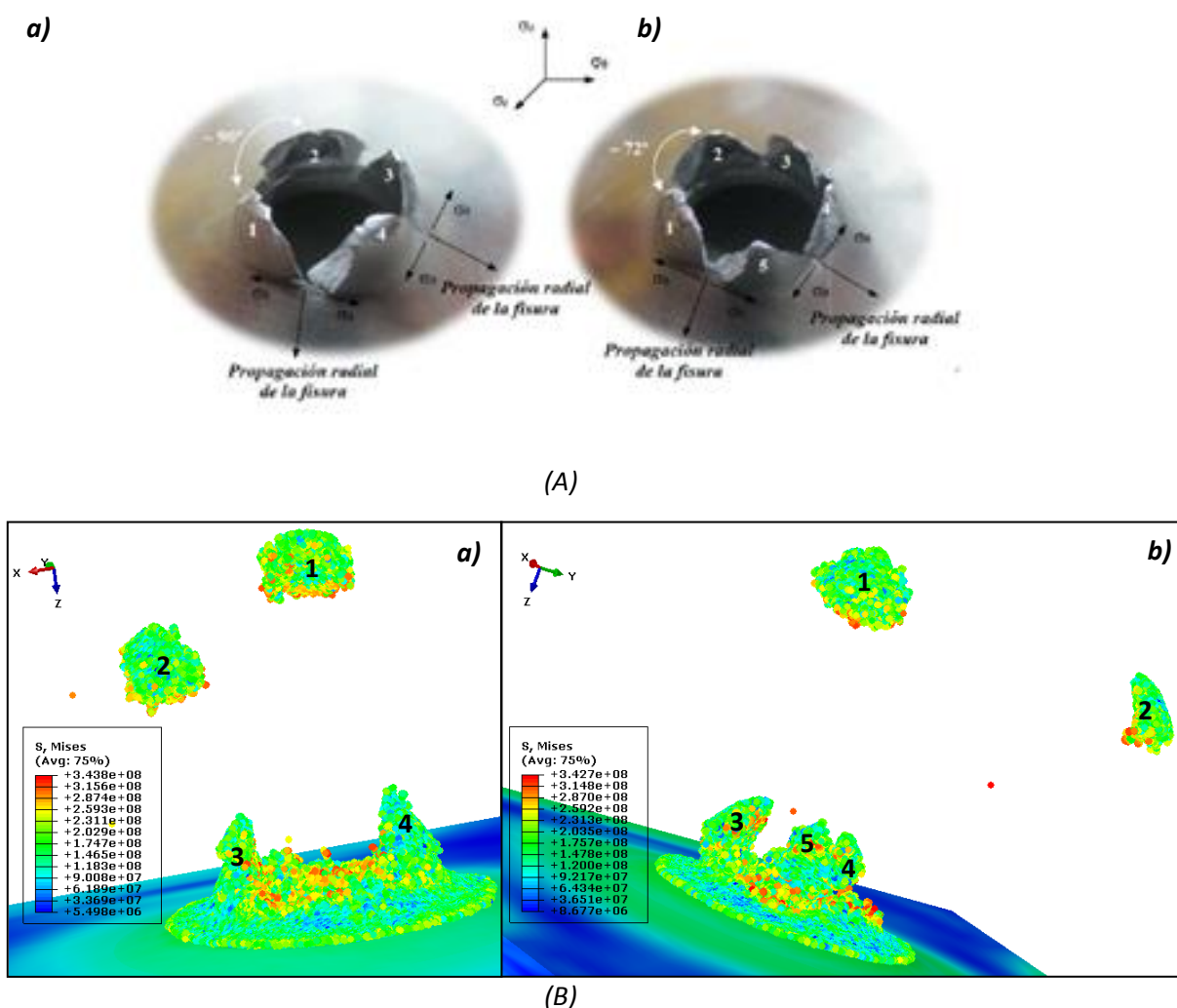


Figura 5.10: Representación modo de fallo placa para proyectil cónico y aleación 6082-T6. (A) Experimental: a)  $V_0 = 143,68 \text{ m/s}$  y b)  $V_0 = 150,60 \text{ m/s}$  [15]; (B) Simulación: a)  $V_0 = 160 \text{ m/s}$  y b)  $V_0 = 180 \text{ m/s}$

Como se puede observar, el modo de fallo obtenido en las simulaciones difiere bastante a lo esperado. Experimentalmente se observa que para esta aleación, debido a su baja ductilidad, no se generan pétalos, y una nube de fragmentos sale despedida a medida que el proyectil atraviesa la placa [15] [39], mientras que, según se puede ver en la **figura 5.10 (B)**, para ambas velocidades mostradas la formación de pétalos se hace evidente, produciéndose el desprendimiento de uno de ellos. Este efecto puede estar motivado por la inestabilidad a tracción, explicada con anterioridad (ver **sección 4.3.1.4**). El proyectil de cabeza cónica genera un estado mayoritariamente de tracción en el material, por lo que puede estar produciendo problemas intrínsecos al método.

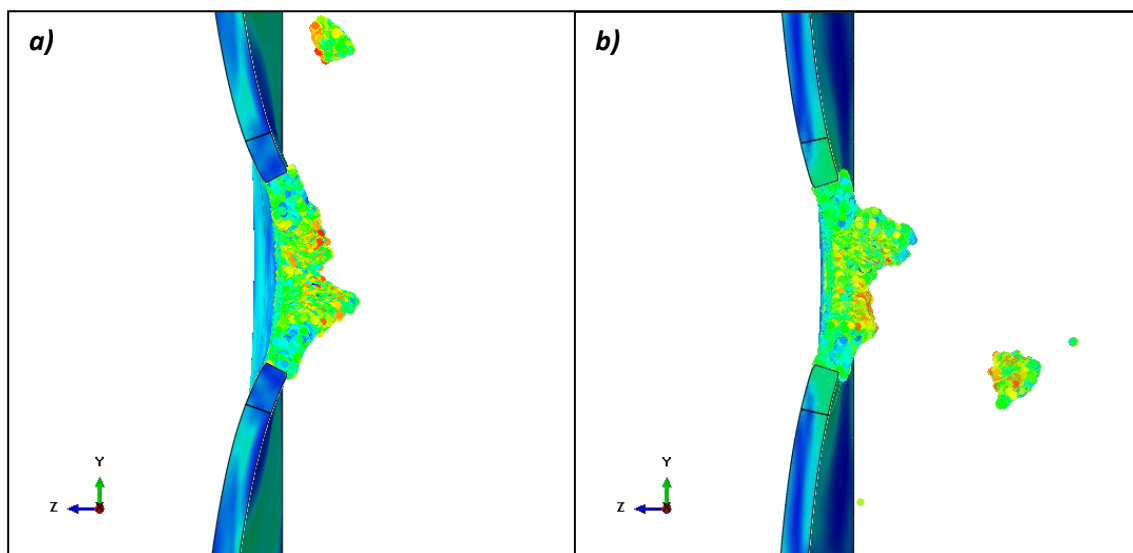
- **AA5754-H111:** En la **Figura 5.11**, se muestran las comparaciones entre los resultados obtenidos y los experimentales.



Para esta aleación el modo de fallo es diferente a lo expuesto anteriormente. En este caso, sí que se espera la formación de pétalos cuando la placa es atravesada por un proyectil de cabeza cónica. El número de pétalos formados va a depender de la velocidad de impacto del proyectil. Cuando se está en valores cercanos al límite balístico aparecerán entre 3 y 4 pétalos, mientras que, si se incrementa la velocidad, dicho valor aumenta hasta 5 [15] [39].

En las simulaciones se puede observar, como a medida que se produce el incremento de la velocidad de impacto, el número de pétalos formados varía, pasando de 4 a 5. También se puede ver, que dos de ellos salen desprendidos de la placa. Esto se debe a que, como el modelo no se ajusta bien en cuanto a velocidades residuales se refiere (estos valores salen demasiado elevados) el proyectil atraviesa la placa con una velocidad excesiva, provocando el desprendimiento del material (ver **figura 5.11 (B)**).

En cuanto a la flexión que sufre la placa durante el proceso de perforación, experimentalmente esta aleación sufre una mayor flexión en comparación a la aleación 6082-T6 (ver **Figura 3.5**). Sin embargo, en las simulaciones ocurre lo contrario, como se muestra en la **Figura 5.12**.



*Figura 5.12: Comparación de la flexión sufrida por la placa para las aleaciones a) 6082-T6 y b) 5754-H111, con proyectil de cabeza cónica y velocidades de impacto de 160 m/s.*

Este fenómeno se puede explicar en términos de que la aleación 5754-H111 no ofrece la resistencia suficiente al paso del material, provocando, como ya se ha comentado, que el proyectil atraviese la placa a velocidades elevadas, por lo tanto, la deformación global será pequeña y la flexión menor.

- **AA2024-T351:** En este caso, solo se tiene una simulación que ha provocado la perforación completa de la placa, como es el caso de velocidad de impacto de 200 m/s. En la **Figura 5.13** se muestra la comparativa.

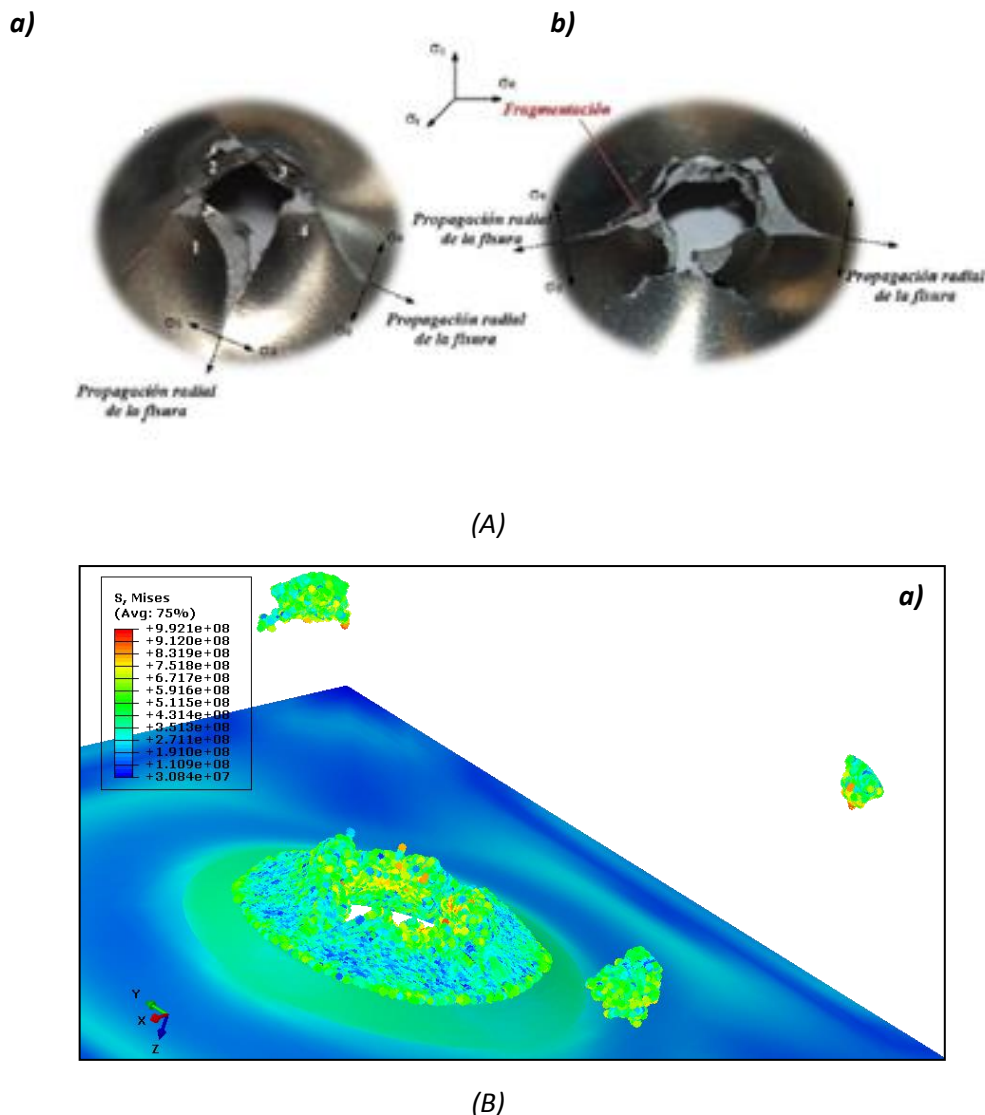


Figura 5.13: Representación modo de fallo placa para proyectil cónico y aleación 2024-T351. (A) Experimental: a)  $V_0 = 174,80$  y b)  $V_0 = 154,32$  m/s [15]; (B) Simulación: a)  $V_0 = 200$  m/s

El modo de fallo que muestra esta aleación es semejante a lo comentado para la aleación 6082-T6. Debido a su baja ductilidad y sus altas propiedades mecánicas, el fallo se encuentra más localizado y la deformación global es menor. Para valores de velocidad de impactos cercanos al límite balístico se produce la fragmentación del material, mientras que, cuando se aumenta esta velocidad, entran en juego efectos inerciales que provocan la formación de pétalos. [15]

En este caso, se tiene una velocidad de 200 m/s, valor cercano al límite balístico obtenido en las simulaciones (ver **Figura 5.8**). Por lo tanto, lo que se espera, y lo que de verdad ocurre, es la fragmentación del material (ver **figura 5.13 (B)**).



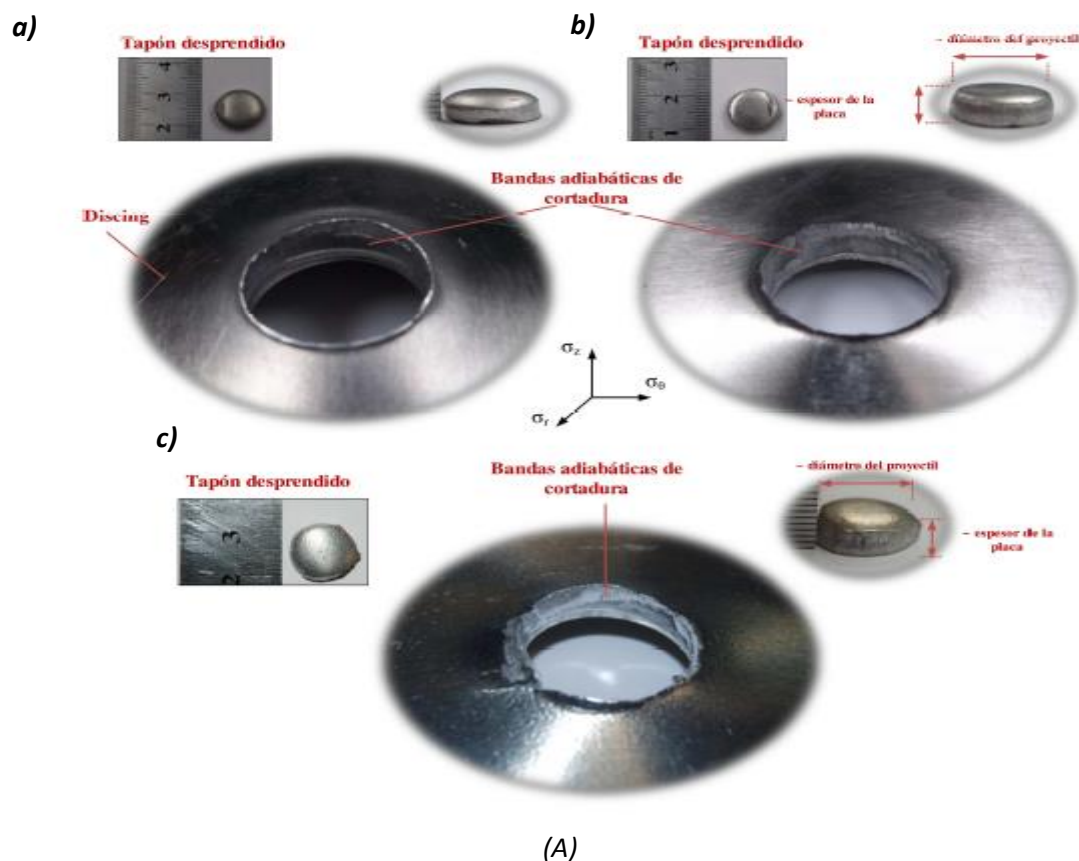
### 5.3.2.2 proyectil de cabeza plana

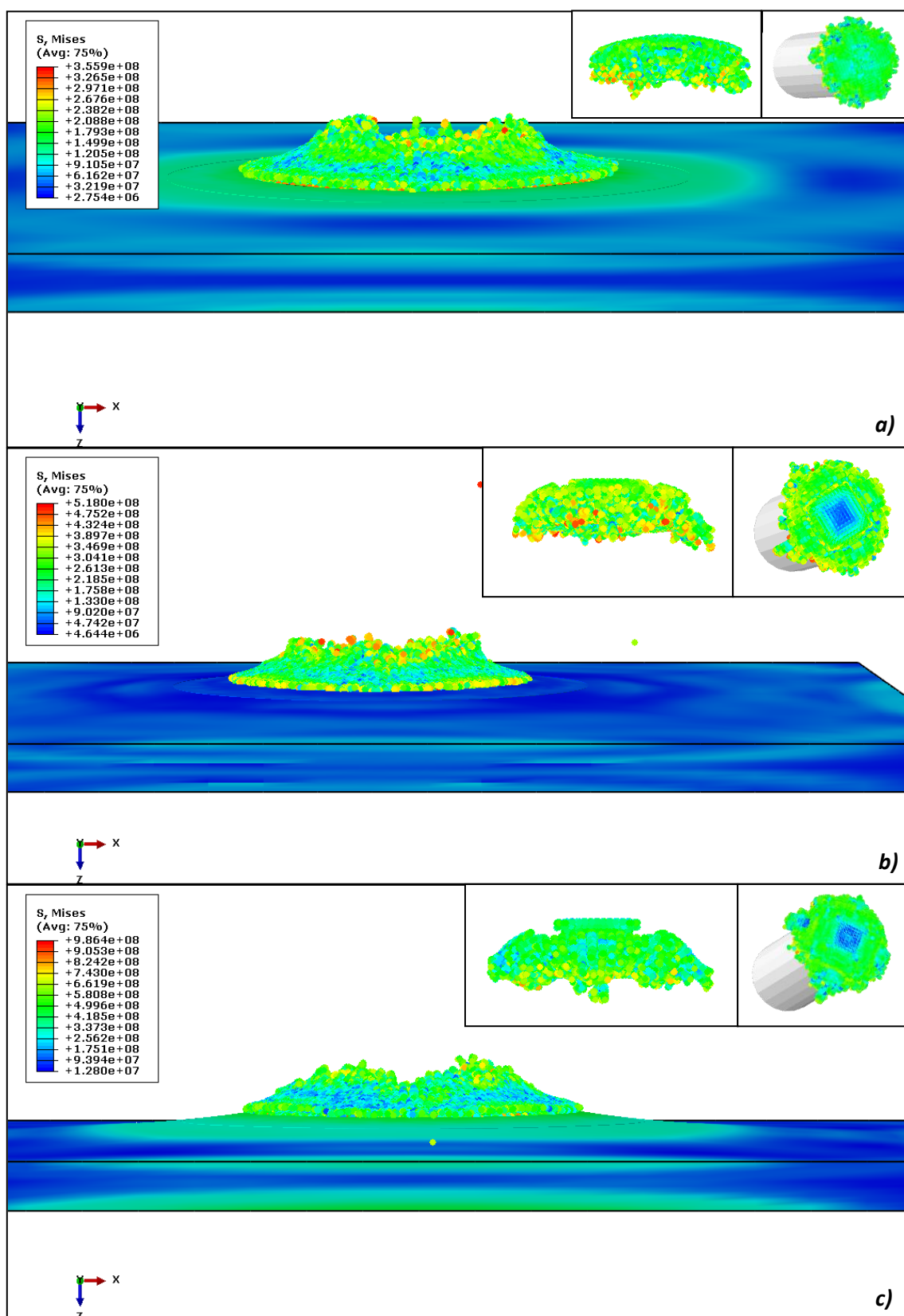
En la **Figura 5.14** se muestra una comparación entre los resultados experimentales y simulados para las tres aleaciones en estudio.

Cuando se utilizan proyectiles de cabeza plana en un ensayo de impacto, el modo de fallo está dominado, en las tres aleaciones, por la aparición de bandas de cortadura. Esto va a provocar que se produzca la expulsión de un tapón o *plug* de material, cuyo espesor y diámetro suele ser el mismo que el del proyectil, como se puede observar en la **figura 5.14 (A)**. Para el caso de las aleaciones 5754-H111 y 6082-T6, el corte que produce el proyectil en el material es bastante limpio, mientras que, debido a sus altas propiedades mecánicas, la aleación 2024-T351 soporta mayores esfuerzos cortantes, provocando que el corte no sea tan limpio [15] [39].

Si se realiza un análisis de lo obtenido en las simulaciones (ver **figura 5.14 (B)**), se puede ver cómo, para las aleaciones 5754-H111 y 6082-T6, el corte que provoca el proyectil en la placa, para la expulsión del tapón, es bastante limpio, sin embargo, para la aleación 2024-T351 el corte no es tan limpio, arrastrando el tapón expulsado más material. Por otro lado, el diámetro y el espesor del tapón de material expulsado es similar al diámetro del proyectil y espesor de la placa respectivamente.

Por terminar con este análisis, el conjunto de simulaciones refleja que la flexión de la placa, tras el proceso de perforación, es mínima. Solo para la aleación 2024-T351 este fenómeno cobra algo más de importancia.





(B)

Figura 5.14: Representación modo de fallo placa para proyectil plano. (A) Experimental: a) AA5754-H111  $V_0 = 136,60$ ; b) AA6082-T6  $V_0 = 160,26$  m/s y c) AA2024-T351  $V_0 = 167,79$  m/s [15]; (B) Simulación: a) AA5754-H111  $V_0 = 140$  m/s; b) AA6082-T6  $V_0 = 165$  m/s y c) AA2024-T351  $V_0 = 165$  m/s

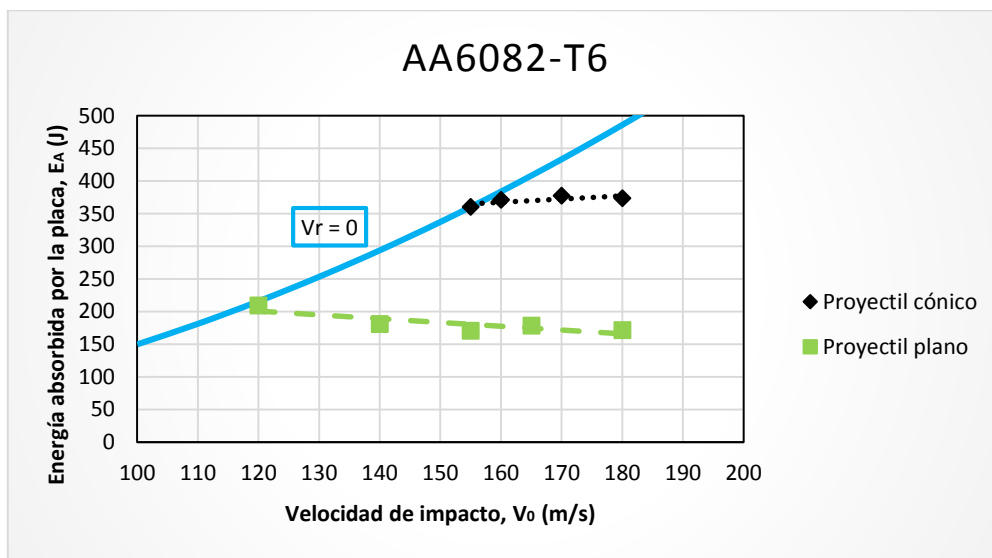
### 5.3.3 Balance energético

Una de las variables que no se pueden medir cuando se realizan ensayos experimentales es la energía. En ensayos de perforación sí que se puede obtener la energía que ha absorbido la placa ( $E_A$ ) realizando la siguiente aproximación:

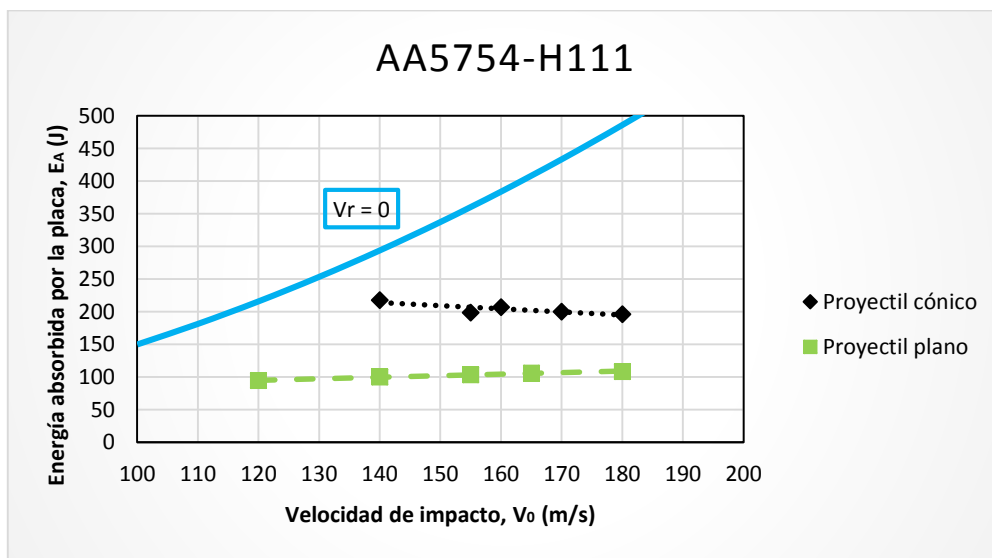
$$E_A = \frac{1}{2} M_p (V_o^2 - V_r^2) \quad (5.1)$$

Donde  $M_p$  es la masa del proyectil (en este caso, 30 gr.),  $V_o$  es a velocidad de impacto y  $V_r$  es la velocidad residual. Por lo tanto, se puede realizar la aproximación de que la energía absorbida por la placa es la misma que ha perdido el proyectil.

En la **Figura 5.15** se muestran los resultados obtenidos en las simulaciones, en cuanto a energía absorbida por la placa se refiere. Para ello se ha utilizado la **ecuación 5.1**.



(a)



(b)

Figura 5.15: Energía absorbida por la placa,  $E_A$ , frente a velocidad de impacto,  $V_o$ , para proyectiles de cabeza cónica y plana. (a) AA6082-T6 y (b) AA5754-H111



En el análisis de estos resultados se ha preferido no mostrar los correspondientes a la aleación 2024-T351 por dos razones: primero, porque para el proyectil de cabeza cónica no se tienen suficientes datos de velocidades residuales y, segundo, para realizar una comparación exacta con los resultados mostrados por Rodríguez-Millán *et al.* [39] en sus investigaciones (ver **Figura 3.13**).

Como se puede observar, el proyectil de cabeza cónica es menos eficiente a la hora de penetrar la placa que el proyectil de cabeza plana para ambos materiales, ya que se absorbe una mayor cantidad de energía. Por otro lado, para el material AA5754-H111 y proyectil de cabeza cónica, los valores de energía absorbida son muy bajos en comparación con lo obtenido para la aleación 6082-T6, cuando en realidad, lo que se espera, es que salgan valores bastante cercanos (ver **Figura 3.13**). Esta diferencia se debe a que el modelo desarrollado no se ajusta al cambio de material, saliendo una velocidades residuales, para la aleación 5754-H111, muy elevadas en comparación con lo esperado. Es por este motivo, por el que la energía absorbida por la placa es muy pequeña.

El proyectil de cabeza plana necesita menor consumo de energía para provocar la perforación. En el caso de la aleación 6082-T6, la energía necesaria es algo mayor, debido a que tiene mayor límite balístico (ver **Tabla 3.3**), provocado por su mayor límite elástico, por lo que, se necesita más energía para que aparezcan las bandas de cortadura. A medida que aumenta la velocidad el consumo de energía va disminuyendo ligeramente.

La energía que ha absorbido la placa se divide en dos tipos:

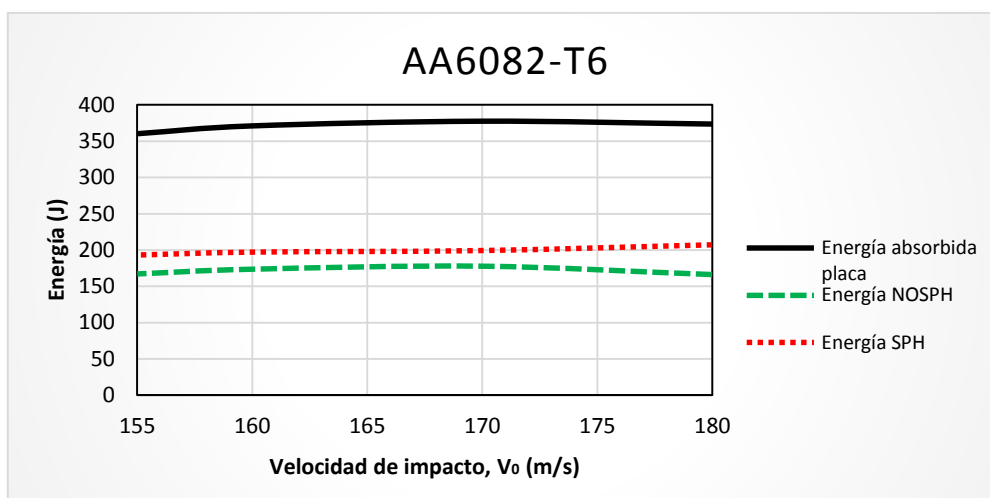
- **Energía interna:** energía almacenada en forma de trabajo plástico provocado por el paso del proyectil. Alcanza un valor máximo cuando el proyectil penetra, y debido a que no se recupera, se establece un valor constante.
- **Energía cinética:** Energía que transmite el proyectil a los elementos debido a su movimiento. Al impactar, se genera una onda que se transmite hasta las zonas del empotramiento y se refleja, amortiguándose en el tiempo hasta que se disipa.

ABAQUS/Explicit permite obtener la energía en la zona NOSPH (zonas 2 y 3 de la **Figura 4.1**), mediante las variables *ALLIE* (mide la energía interna) y *ALLKE* (proporciona la energía cinética). [42]

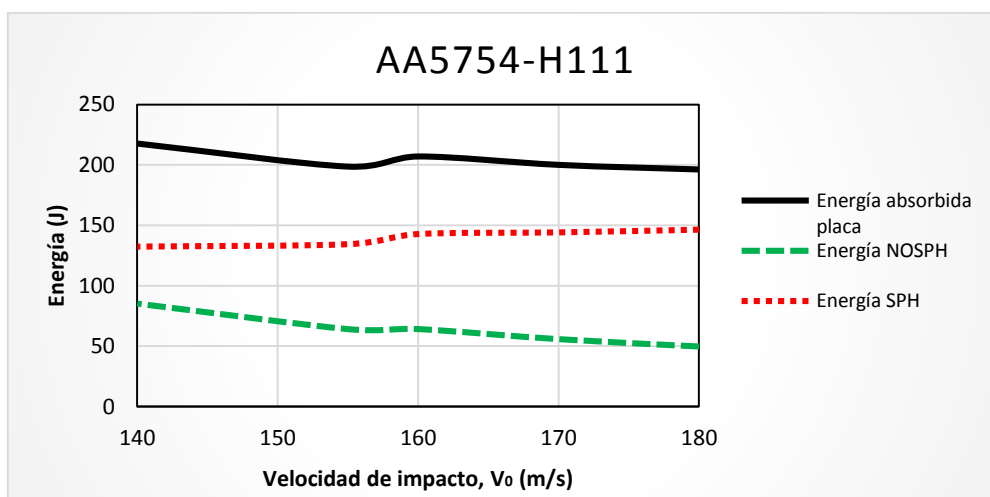
Una vez que ya se tiene la energía absorbida por la placa y la energía correspondiente a la zona NOSPH (es la suma de la energía interna y energía cinética), mediante la **ecuación 5.2** se puede obtener la energía de la zona SPH.

$$E_{SPH} = E_A - E_{NOSPH} \quad (5.2)$$

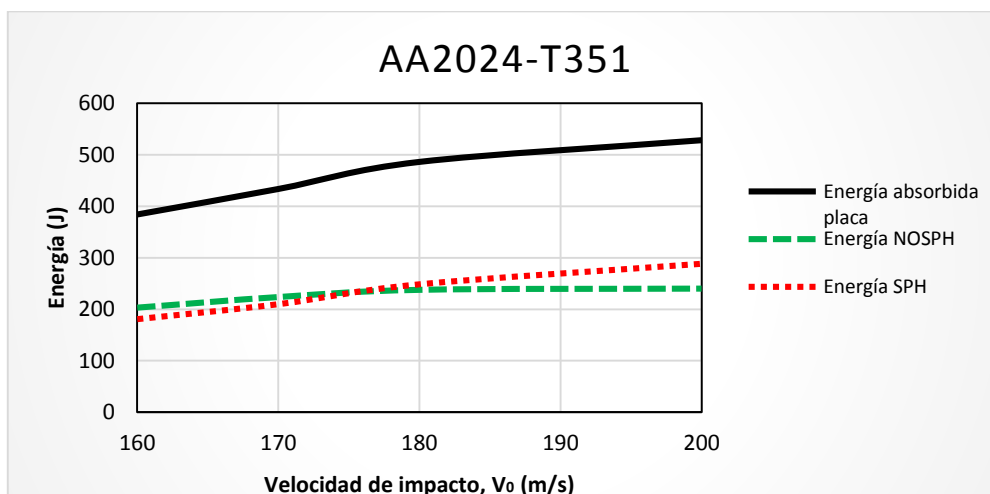
En la **Figura 5.16** se muestran desglosadas estas tres energías para el proyectil de cabeza cónica y las diversas aleaciones en estudio.



(a)



(b)



(c)

Figura 5.16: Balance de energía zona NOSPH y zona SPH para proyectil de cabeza cónica. (a) AA6082-T6, (b) AA5754-H111 y (c) AA2024-T351

Para realizar el análisis de estos resultados se va a diferenciar entre mecanismos locales, correspondientes a la zona con partículas SPH, y mecanismos globales, correspondientes a la zona NOSPH.

Si se analiza por separado cada material, se puede llegar a la conclusión, que en el caso de la aleación 6082-T6 existe una combinación de mecanismos globales y locales en el proceso de absorción de energía, aunque, teóricamente, los mecanismos locales deberían jugar un papel más importante. En las simulaciones (ver **Figura 5.10**) el mecanismo de fallo de la placa no se ajusta a lo esperado, formándose pétalos. Este modo de fallo hace que la flexión en la placa sea mayor y por tanto los mecanismos globales tomen un papel más importante.

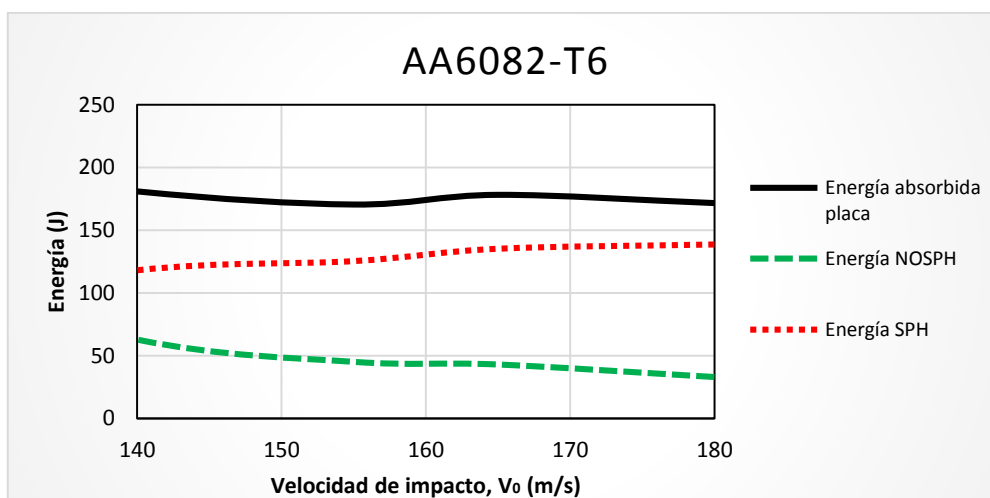
Para la aleación 5754-H111 los mecanismos locales tienen una mayor influencia en comparación con los globales. Como este material, en el modelo desarrollado, no ofrece la suficiente resistencia frente a la penetración, la deformación se va a localizar en la zona SPH, sin que se produzca una flexión considerable de la placa.

Por último, el material AA2024-T351, antes de la penetración completa de la placa, es decir, con velocidades inferiores a 180 m/s, existe una combinación de mecanismos locales y globales. Sin embargo, según se va aumentando la velocidad de impacto, los mecanismos locales tienen una mayor influencia.

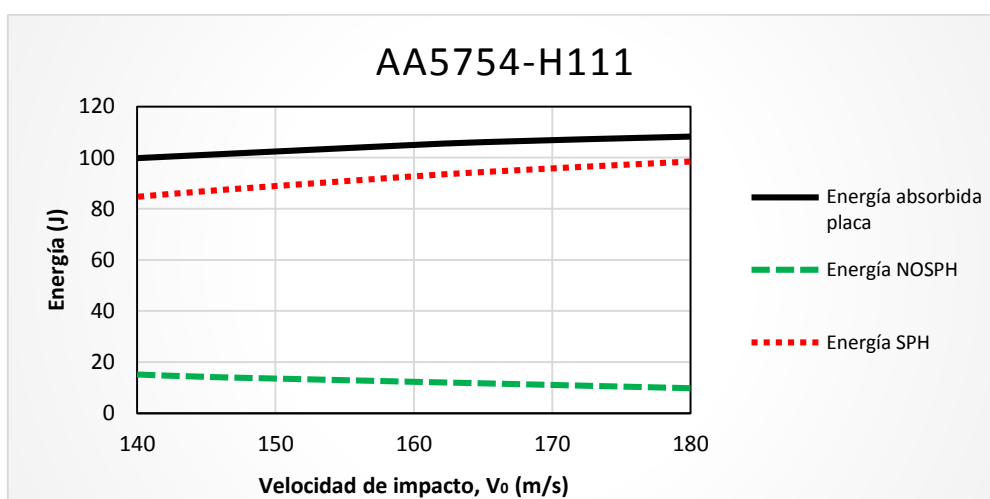
Al igual que se ha realizado para el proyectil de cabeza cónica, en la **Figura 5.17** quedan reflejados los resultados para el otro tipo de proyectil utilizado en el modelo numérico.

Los mecanismos locales van a ser los encargados de absorber la mayor parte de la energía para las aleaciones 6082-T6 y 5754-H111, sobre todo para esta última, donde la diferencia con los mecanismos globales es considerable.

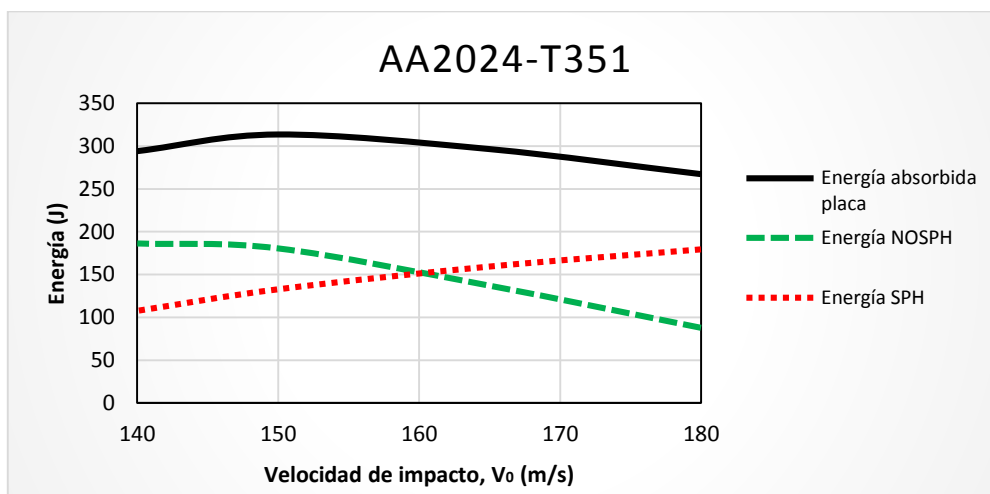
Por otro lado, en el caso de la aleación 2024-T351, inicialmente los mecanismos globales juegan un papel más importante en el proceso de absorción de energía, pero, a medida que se produce un incremento en la velocidad de impacto, estableciendo un límite en 160 m/s, se va a producir un cambio de papeles, siendo en este caso, los mecanismos locales los protagonistas.



(a)



(b)



(c)

Figura 5.17: Balance de energía zona NOSPH y zona SPH para proyectil de cabeza plana. (a) AA6082-T6, (b) AA5754-H111 y (c) AA2024-T351

## 6. Presupuesto

Cuando se encarga por parte de un cliente la ejecución de un proyecto se ha de realizar una aproximación en cuanto al precio del mismo se refiere. Se habla de aproximación ya que, el precio final del proyecto no se podrá determinar hasta la finalización del mismo.

El presupuesto del proyecto hay que realizarlo de forma cuidadosa, debido a que, si se realiza un presupuesto muy bajo, es posible que se produzcan pérdidas económicas, y si por el contrario, es muy alto, cabe la posibilidad de que el cliente lo rechace por tener otras ofertas más competitivas.

A continuación se muestra un pequeño desglose del equipo, personal, etc. que ha sido utilizado o ha participado en este trabajo. Para ello, se han dividido los costes en:

- **Gastos informáticos:** se incluye el equipo utilizado para realizar las simulaciones, así como, la licencia del programa ABAQUS/Explicit.
- **Gastos de personal:** el coste total de la mano de obra será la suma del trabajo realizado por el alumno (se ha estimado una jornada de 8 horas durante dos meses, es decir, 40 días trabajados), considerado como Graduado en Ingeniería Mecánica, y la colaboración del tutor, considerado como Ingeniero Industrial Superior.

El gasto de energía no se ha considerado ya que, al haber utilizado un ordenador portátil para las simulaciones, el gasto se ve reducido en comparación si se hubiese realizado con un ordenador de sobremesa, por lo tanto, estos costes se pueden considerar despreciables con respecto al resto.

Con estas consideraciones, se muestra en la **Tabla 6.1** un presupuesto sencillo que resume el coste total de este proyecto.

<i>Concepto</i>	<i>Unidades/ horas</i>	<i>Coste unitario</i>	<i>Coste total</i>
<i>Intel Core i7 2,4 GHz</i>	1 ud.	840 €	840 €
<i>Licencia ABAQUS</i>	1 ud.	6.000 €	6.000 €
<i>Graduado en Ingeniería Mecánica</i>	320 h.	15 €/h	4.800 €
<i>Ingeniero Superior</i>	30 h.	20 €/h	600 €
		<b>Total:</b>	<b>12.240 €</b>

Tabla 6.1: Presupuesto del proyecto

## 7. Conclusiones

En este trabajo fin de grado se han explorado las diferentes herramientas de simulación numérica proporcionadas por el software ABAQUS para reproducir el fenómeno de impacto y penetración de proyectiles de acero en placas de aluminio. Se han comparado métodos lagrangianos con métodos mixtos con y sin malla (SPH). De las simulaciones realizadas las principales conclusiones del trabajo fin de grado son:

1. Las herramientas numéricas empleadas son capaces de reproducir el problema de penetración estudiado en este trabajo. De las diferentes aproximaciones numéricas empleadas:
  - El modelo de elementos finitos basado en formulaciones lagrangianas reproduce los resultados experimentales de velocidad residual y modo de fallo. La principal desventaja de este método es que produce una elevada distorsión de los elementos, lo que provoca inestabilidades numéricas. Para evitarlas, es necesario la definición de un parámetro de erosión de elementos fenomenológico, lo cual produce una elevada dependencia de la malla. Existe además un problema asociado a la eliminación de elementos, esta erosión reduce la masa del problema, y por tanto, impide la conservación de la masa.
  - El empleo de modelos mixtos numéricos, con y sin malla, reproduce también el proceso de impacto y penetración. Además la conversión entre lagrangiano y SPH evita la excesiva distorsión, y por tanto, la necesidad de definir la erosión de los elementos, lo cual disminuye la dependencia del modelo con la discretización y permite mantener la masa global del problema. El mayor inconveniente de este método es su elevado coste computacional.
2. Además de emplear diferentes aproximaciones, los modelos numéricos han permitido hacer un estudio de diferentes materiales y proyectiles, de estos estudios las principales conclusiones son:
  - Los resultados de velocidades residuales cuando se emplea de la aleación 6082-T6 se aproximan bastante a lo mostrado en los ensayos experimentales. Sin embargo, cuando se realiza el cambio de aleación, tanto para la 5754-H111, como para la 2024-T351, la disparidad entre resultados simulados y experimentales se ve incrementada.
  - El uso del proyectil de cabeza plana genera unos resultados más acordes a lo experimental si se compara con el proyectil de cabeza cónica. Solo se produce una diferencia de resultados cuando se pasa de la aleación 6082-T6 a cualquiera de las otras dos aleaciones elegidas y para velocidades de impacto por debajo de 150 m/s.

- Para la aleación 6082-T6 y proyectil de cabeza plana, el comportamiento del modelo es más preciso en cuanto a velocidades se refiere. Cuando utilizamos el proyectil con cabeza cónica la diferencia entre los resultados numéricos y experimentales es mayor.
3. Las diferencias en los modos de fallo observados en las simulaciones, comparándolas con los obtenidos en los ensayos experimentales:
- El modo de fallo de la aleación 6082-T6 y proyectil de cabeza cónica no reproduce el comportamiento durante el ensayo. Experimentalmente se muestra como una nube de fragmentos debería salir desprendida de la placa, y sin embargo, en las simulaciones el modo de fallo predominante es el “*petalling*”. Este fenómeno puede estar provocado por un problema inherente al método SPH como es la inestabilidad a tracción. En el caso de proyectil de cabeza plana, se produce la expulsión de un tapón de material tal y como se observa en los ensayos experimentales.
  - El modelo numérico presenta la misma tipología de fallo que en los resultados experimentales para la aleación 5754-H111 y proyectil de cabeza plana. Sin embargo, en el caso en el que se emplea el proyectil de cabeza cónica se observa la formación de pétalos, pero alguno de ellos se desprenden durante el impacto, fenómeno no observado en los ensayos experimentales.
  - El comportamiento del material en las simulaciones de impacto con placas de la aleación 2024-T351 reproducen los modos de fallo observados en los ensayos experimentales.

## 8.Trabajos futuros

A partir del trabajo que se ha expuesto en el presente documento, se resume a continuación algunas líneas de trabajo futuro que pueden ayudar a mejorar el desarrollo de un modelo numérico utilizando la formulación SPH que se ajuste a los fenómenos de impacto:

- Definición de un criterio de fallo en el material, como puede ser el de Johnson-Cook, que reproduzca correctamente el colapso del material y que tenga en cuenta efectos de la temperatura o de la velocidad de deformación.
- Estudiar la influencia de la densidad de partículas SPH en los resultados, extendiendo el estudio a distribuciones no homogéneas de partículas.



## 9. Bibliografía

- [1] A. Deb, M. S. Mahendrakumar, C. Chavan, J. Karve, D. Blankenburg y S. Storen, «Design of an aluminium-based vehicle platform for front impact safety,» *International Journal of Impact Engineering*, vol. 30, pp. 1055-1079, 2004.
- [2] R. Smerd, S. Winkler, C. Salisbury, M. Worswick, D. Lloyd y M. Finn, «High strain rate tensile testing of automotive aluminum alloy sheet,» *International Journal of Impact Engineering*, vol. 32, nº 1-4, pp. 541-560, 2005.
- [3] M. Langseth, O. S. Hopperstad y A. G. Hanssen, «Crash behaviour of thin-walled aluminium members,» *Thin-Walled Structures*, vol. 32, pp. 127-150, 1998.
- [4] Y. Chen, K. O. Pedersen, A. H. Clausen y O. S. Hopperstad, «An experimental study on the dynamic fracture of extruded AA6xxx and AA7xxx aluminium alloys,» *Materials Science and Engineering A*, vol. 523, pp. 253-262, 2009.
- [5] S. Nemat-Nasser, W. G. Guo, V. F. Nesterenko, S. S. Indrakanti y Y. B. Gu, «Dynamic response of conventional and hot isostatically pressed Ti-6Al-4V alloys: experiments and modeling,» *Mechanics of Materials*, vol. 33, pp. 425-439, 2001.
- [6] S. Nemat-Nasser, W. G. Guo y J. Y. Cheng, «MECHANICAL PROPERTIES AND DEFORMATION MECHANISMS OF A COMERCIALY PURE TITANIUM,» *Acta Materialia*, vol. 47, nº 13, pp. 3705-3720, 1999.
- [7] A. H. Clausen, T. Borvik, O. S. Hopperstad y A. Benallal, «Flow and fracture characteristics of aluminium alloy AA5083-H116 as function of strain rate, temperature and triaxiality,» *Materials Science and Engineering: A*, vol. 364, nº 1-2, pp. 260-272, 2004.
- [8] A. S. Khan y H. Liu, «Variable strain rate sensitivity in an aluminum alloy: Response and constitutive modeling,» *International Journal of Plasticity*, vol. 36, pp. 1-14, 2012.
- [9] M. J. Forrestal, T. Borvik y T. L. Warren, «Perforation of 7075-T651 Aluminium Armor Plates with 7.62 mm APM2 Bullets,» *Experimental Mechanics*, vol. 50, pp. 1245-1251, 2010.
- [10] N. K. Gupta, M. A. Iqbal y G. S. Sekhon, «Effect of projectile nose shape, impact velocity and target thickness on the deformation behavior of layered plates,» *International Journal of Impact Engineering*, vol. 35, pp. 37-60, 2008.
- [11] N. K. Gupta, M. A. Iqbal y G. S. Sekhon, «Effect of projectile nose shape, impact velocity and target thickness on deformation behavior of aluminum plates,» *International Journal of Solids and Structures*, vol. 44, nº 10, pp. 3411-3439, 2007.

- [12] N. K. Gupta, M. A. Iqbal y G. S. Sekhon, «Experimental and numerical studies on the behavior of thin aluminum plates subjected to impact by blunt-and hemispherical-nosed projectiles,» *International Journal of Impact Engineering*, vol. 32, nº 12, pp. 1921-1944, 2006.
- [13] T. Borvik, A. H. Clausen, M. Eriksson, T. Berstad, O. S. Hopperstad y M. Langseth, «Experimental and numerical study on the perforation of AA6005-T6 panels,» *International Journal of Impact Engineering*, vol. 32, nº 1-4, pp. 35-64, 2005.
- [14] T. Borvik, L. Olovsson, S. Dey y M. Langseth, «Normal and oblique impact of small arms bullets on AA6082-T4 aluminium protective plates,» *International Journal of Impact Engineering*, vol. 38, nº 7, pp. 577-589, 2011.
- [15] A. Vaz-Romero, «Análisis Experimental y Numérico del proceso de perforación de placas de aluminio,» *Trabajo Fin de Master. Universidad Carlos III de Madrid*, pp. 1-128, 2013.
- [16] J. A. Rodríguez-Martínez, A. Rusinek y A. Arias, «Thermo-viscoplastic behaviour of 2024-T3 aluminium sheets subjected to low velocity perforation at different temperatures,» *Thin-Walled Structures*, vol. 47, nº 7, pp. 1268-1284, July 2010.
- [17] A. Rusinek, J. A. Rodríguez-Martínez, A. Arias, J. R. Klepaczko y J. López-Puente, «Influence of conical projectile diameter on perpendicular impact of thin steel plate,» *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 75, nº 10, pp. 2946-2967, 2008.
- [18] D. Liu y W. J. Stronge, «Ballistic limit of metal plates struck by blunt deformable missiles: experiments,» *International Journal of Solids and Structures*, vol. 37, pp. 1403-1423, 2000.
- [19] T. Borik, M. Langseth, O. S. Hopperstad y K. A. Malo, «Perforation of 12mm thick steel plates by 20 mm diameter projectiles with flat, hemispherical and conical noses Part I: Experimental study,» *International Journal of Impact Engineering*, vol. 27, pp. 19-35, 2002.
- [20] R. L. Woodward y S. J. Cimpoeu, «A STUDY OF THE PERFORATION OF ALUMINIUM LAMINATE TARGETS,» *International Journal of Impact Engineering*, vol. 21, nº 3, pp. 117-131, 1998.
- [21] T. Borik, O. S. Hopperstad, M. Langseth y K. A. Malo, «Effect of target thickness in blunt projectile penetration of Weldox 460 E steel plates,» *International Journal of Impact Engineering*, vol. 28, pp. 413-464, 2003.
- [22] A. Arias, J. A. Rodríguez-Martínez y A. Rusinek, «Numerical simulations of impact behaviour of thin steel plates subjected to cylindrical, conical and hemispherical non-deformable projectiles,» *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 75, nº 6, pp. 1635-1656, 2008.
- [23] J. A. Rodríguez-Martínez, A. Rusinek, R. Pesci y R. Zaera, «Experimental and numerical analysis of the martensitic transformation in AISI 304 steel sheets subjected to perforation by conical and hemispherical projectiles,» *International Journal of Solids and Structures*, vol. 50, nº 2, pp. 339-351, 2013.

- [24] R. S.J. Corran, P. J. Shadbolt y C. Ruiz, «Impact loading of plates - an experimental investigation,» *International Journal of Impact Engineering*, vol. 1, nº 1, pp. 3-22, 1983.
- [25] P. Li, C. R. Siviour y N. Petrinic, «The Effect of Strain Rate, Specimen Geometry and Lubrication on Responses of Aluminium AA2024 in Uniaxial Compression Experiments,» *Experimental Mechanics*, vol. 49, pp. 587-593, 2009.
- [26] J. Hodowany, G. Ravichandran, A. J. Rosakis y P. Rosakis, «Partition of Plastic Work into Heat and Stored Energy in Metals,» *Experimental Mechanics*, vol. 40, nº 2, pp. 113-123, 2000.
- [27] T. Borvik, A. H. Clausen, O. S. Hopperstad y M. Langseth, «Perforation of AA5083-H116 aluminium plates with conical-nose steel projectiles-experimental study,» *International Journal of Impact Engineering*, vol. 30, pp. 367-384, 2004.
- [28] M. J. Forrestal y T. L. Warren, «Perforation equations for conical and ogival nose rigid projectiles into aluminum target plates,» *International Journal of Impact Engineering*, vol. 36, pp. 220-225, 2009.
- [29] J. Mars, M. Wali, A. Jarraya, F. Dammak y A. Dhiab, «Finite element implementation of an orthotropic plasticity model for sheet metal in low velocity impact simulations,» *Thin-Walled Structures*, pp. 89:93-100, 2015.
- [30] M. Rodríguez-Millán, A. Vaz-Romero, J. A. Rodríguez-Martínez, A. Rusinek y A. Arias, «Influence of Failure Strain of Different Aluminium Alloys on Dynamic Problems,» *Engineering Transactions*, vol. 60, nº 4, pp. 345-353, 2012.
- [31] W. Mocko, J. A. Rodríguez-Martínez, Z. L. Kowalewski y A. Rusinek, «Compressive Viscoplastic Response of 6082-T6 and 7075-T6 Aluminium Alloys Under Wide Range of Strain Rate at Room Temperature: Experiments and Modelling,» *An International Journal for Experimental Mechanics*, vol. 48, nº 6, pp. 498-509, 2012.
- [32] L. D. Oosterkamp, A. Ivankovic y G. Venizelos, «High strain rate properties of selected aluminium alloys,» *Materials Science and Engineering A*, vol. 278, pp. 225-235, 2000.
- [33] M. J. Forrestal y A. J. Piekutowski, «Penetration experiments with 6061-T6511 aluminum targets and spherical-nose steel projectiles at striking velocities between 0.5 and 3.0 Km/s,» *International Journal of Impact Engineering*, vol. 24, pp. 57-67, 2000.
- [34] A. J. Piekutowski, M. J. Forrestal, K. L. Poormon y T. L. Warren, «PERFORATION OF ALUMINUM PLATES WITH OGIVE-NOSE STEEL RODS AT NORMAL AND OBLIQUE IMPACTS,» *International Journal of Impact Engineering*, vol. 18, nº 96, pp. 877-887, 1996.
- [35] W. F. Smith y J. Hashemi, *Fundamentos de la ciencia e ingeniería de materiales*, McGraw-Hill, 2004.
- [36] J. Dwight, *Aluminium Design and Construction*, Cambridge: Taylor & Francis e-Library, 2002.

- [37] «ASM Aerospace Specification Metals, Inc.,» [En línea]. Available: <http://www.aerospacemetals.com/asm-metal-distributor.html>. [Último acceso: 23 Marzo 2015].
- [38] «Teknik Aluminyum,» Istanbulnet, 2009. [En línea]. Available: <http://www.teknikaluminyum.com.tr/index.php?id=610000&dil=EN>. [Último acceso: 23 Marzo 2015].
- [39] M. Rodríguez-Millán, A. Vaz-Romero, A. Rusinek, J. A. Rodríguez-Martínez y A. Arias, «Experimental Study on the Perforation Process of 5754-H111 and 6082-T6 Aluminium Plates Subjected to Normal Impact by Conical, Hemispherical and Blunt Projectiles,» *Experimental Mechanics*, vol. 54, pp. 729-742, 2014.
- [40] R. F. Recht y T. W. Ipson, «Ballistic Perforation Dynamics,» *Journal of Applied Mechanics*, 1963.
- [41] E. P. Chen, «Numerical simulation of penetration of aluminum targets by spherical-nose steel rods,» *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, vol. 22, pp. 159-164, 1995.
- [42] *Abaqus User's Manual*, ABAQUS/EXPLICIT 6.13.
- [43] A. Barreiro, A. J.C. Crespo, J. M. Domínguez y M. Gómez-Gesteira, «Aplicación del modelo SPH en la protección de costas,» *ACT*, vol. 3, pp. 1-16, 2012.
- [44] F. J. Zerelli y R. W. Armstrong, «Dislocation-mechanics-based constitutive relations for material dynamics calculations,» *Journal of Applied Physics*, vol. 61, nº 5, pp. 1816-1826, 1986.
- [45] H. Quinney y G. I. Taylor, «The Emission of the Latent Energy due to Previous Cold Working When a Metal is Heated,» *Proceedings of the Royal Society of London*, vol. 163, nº 913, pp. 157-181, 1937.
- [46] A. Rusinek, J. A. Rodríguez-Martínez, R. Zaera, J. R. Klepaczko, A. Arias y C. Sauvelet, «Experimental and numerical study on the perforation process of mild steel sheets subjected to perpendicular impact by hemispherical projectiles,» *International Journal of Impact Engineering*, vol. 36, nº 4, pp. 565-587, 2009.
- [47] A. Rusinek y R. Zaera, «Finite element simulation of steel ring fragmentation under radial expansion,» *International Journal of Impact Engineering*, vol. 34, nº 4, pp. 799-822, 2007.
- [48] J. A. Rodríguez-Martínez, A. Rusinek, P. Chevrier, R. Bernier y A. Arias, «Temperature measurements on ES steel sheets subjected to perforation by hemispherical projectiles,» *International Journal of Impact Engineering*, vol. 37, nº 7, pp. 828-841, 2010.
- [49] S. Swaddiwudhipong, M. J. Islam y Z. S. Liu, «High Velocity Penetration/Perforation Using Coupled Smooth Particle Hydrodynamics-Finite Element Method,» *International Journal of Protective Structures*, vol. 1, nº 4, pp. 489-506, 2010.
- [50] J. A. Zukas, IMPACT DYNAMICS: THEORY AND EXPERIMENT. TECHNICAL REPORT, 1980.

- [51] H. Zhang y K. Ravi-Chandar, «On the dynamics of necking and fragmentation-II. Effect of material properties, geometrical constraints and absolute size,» *International Journal of Fracture*, vol. 150, pp. 3-36, 2008.
- [52] X. Teng y T. Wierzbicki, «Evaluation of six fracture models in high velocity perforation,» *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 73, pp. 1653-1678, 2006.
- [53] R. A. Gingold y J. J. Monaghan, «Smoothed particle hydrodynamics: theory and application to non-spherical stars,» *Monthly Notices of the Royal Astronomical Society*, vol. 181, pp. 375-389, 1977.
- [54] L. B. Lucy, «A numerical approach to the testing of the fission hypothesis,» *THE ASTRONOMICAL JOURNAL*, vol. 82, nº 12, pp. 1013-1024, 1977.
- [55] J. J. Monaghan, «SMOOTHED PARTICLE HYDRODYNAMICS,» *Annu. Rev. Astron. Astrophys.*, vol. 30, pp. 543-574, 1992.
- [56] R. K. Strand, «Smoothed Particle Hydrodynamics Modelling for Failure in Metals,» PhD thesis, Cranfield University school of Engineering, 2010.
- [57] G. R. Liu y M. B. Liu, *Smoothed Particle Hydrodynamics: A Meshfree Particle Method*, World Scientific, 2003.
- [58] J. J. Monaghan, «SPH without a Tensile Instability,» *Journal of Computational Physics*, vol. 159, pp. 290-311, 2000.
- [59] J. P. Gray, J. J. Monaghan y R. P. Swift, «SPH elastic dynamics,» *Comput. Methods Appl. Mech. Engrg.*, vol. 190, pp. 6641-6662, 2001.